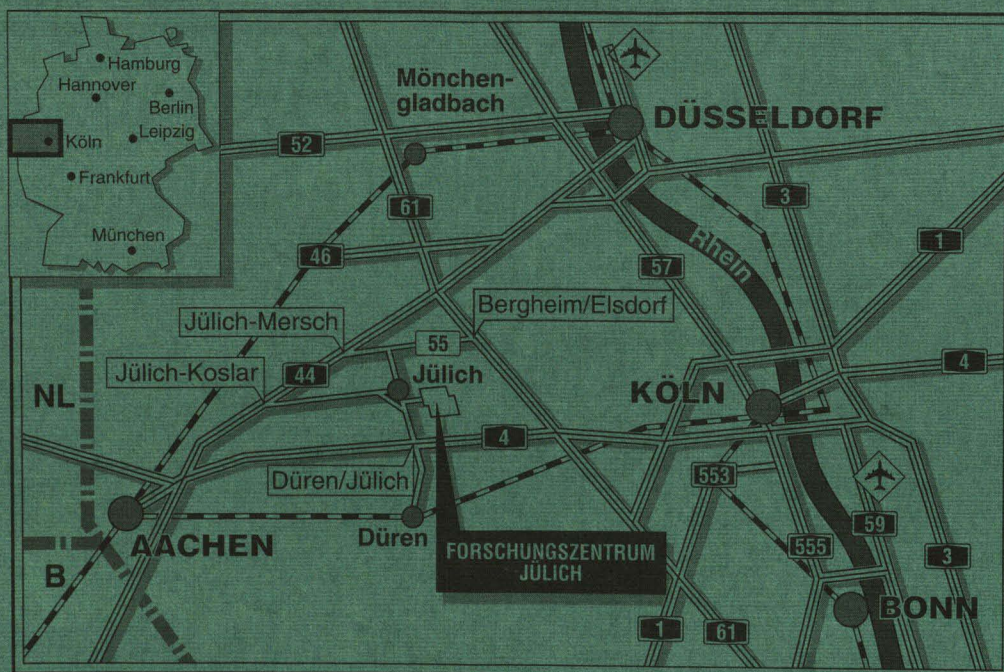


*Institut für Sicherheitsforschung
und Reaktortechnik*

**Untersuchungen zum instationären
Verhalten eines geregelten
HTR-Modul-Kraftwerks**

Rolf Biesenbach



Berichte des Forschungszentrums Jülich ; 3081

ISSN 0944-2952

Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik Jül-3081

D82 (Diss. RWTH Aachen)

Zu beziehen durch : Forschungszentrum Jülich GmbH · Zentralbibliothek
D-52425 Jülich · Bundesrepublik Deutschland

Telefon : 02461/61-61 02 · Telefax : 02461/61-61 03 · Telex : 833 556-70 kfa d

Untersuchungen zum instationären Verhalten eines geregelten HTR-Modul-Kraftwerks

Rolf Biesenbach

Analysis of the Dynamics of a Controlled HTR-Module-Power-Plant

by

Rolf Biesenbach

ABSTRACT

The proof of the operational safety of a nuclear power plant constitutes the basis for any safety analysis. For this proof, among other things, it is necessary to make quantitative statements about the operative dynamics of the total system and the loads of single components in their complex interaction among each other. This thesis presents the computer code C.A.S.H., which calculates the dynamic behaviour during operative use and accident scenarios. So the dynamic events in single components of the power plant become accessible to safety analysis.

Typical of the new program system is, that the control system and the secondary circuit are added to the description of the primary circuit with the solid temperatures, the thermohydraulics, the neutron dynamics and the steam generator. To simulate the processes of the reactor core and the steam generator C.A.S.H. uses the program codes THERMIX and SIKADE 2. Both are developed at the Institute for Safety Research and Reactor Technology, KFA Jülich. For simulation of the control system and the secondary circuit new codes have been developed. A main part of this thesis is dedicated to a detailed description of these codes.

The program system is used on analysis of dynamic procedures of the Module-Power-Plant. For power transients the suitability of the design of the control system has been proven for the first time. In parallel to the calculations, analytical estimations are made to cover the results of the simulation. The aptitude of the model for description of complex accident transients is proven by calculations of the behaviour of the plant during faulty pull-out of all control rods. Exemplarily it is shown that the design of the control system has an important effect on the accident events during a reactivity accident by faulty pull-out of all control rods.

Untersuchungen zum instationären Verhalten eines geregelten HTR-Modul-Kraftwerks

von

Rolf Biesenbach

KURZFASSUNG

Der Nachweis der betrieblichen Sicherheit eines Kernkraftwerks ist Grundlage einer jeden Sicherheitsanalyse. Für diesen Nachweis sind unter anderem quantitative Aussagen über die betriebliche Dynamik der Gesamtanlage und die Belastungen von einzelnen Baugruppen im komplexen Wechselspiel untereinander erforderlich. In der vorliegenden Arbeit wird das Rechenmodell C.A.S.H. vorgestellt, welches die Abläufe innerhalb eines HTR-Modul-Kraftwerks im Leistungsbetrieb und bei Störfallszenarien instationär beschreibt. Die dynamischen Abläufe in den einzelnen Kraftwerkskomponenten werden damit einer sicherheitstechnischen Untersuchung zugänglich gemacht.

Charakteristisch für das erstellte Programmsystem ist, daß zusätzlich zur Beschreibung des Primärkreislaufs mit seinen Feststofftemperaturen, der Thermohydraulik sowie der Reaktorkinetik und dem Dampferzeuger auch die Einflüsse der Leit- und Regeltechnik sowie die Rückwirkungen des Sekundärkreises auf das instationäre Verhalten der Anlage berücksichtigt werden. Für die Simulation von Primärkreis und Dampferzeuger kommen erweiterte Versionen der am Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik entwickelten Programme THERMIX und SIKADE 2 zum Einsatz. Zur Beschreibung des Sekundärkreises und der Regelung sind neue Programmcodes entwickelt worden. Der detaillierten Beschreibung der verwendeten mathematisch-physikalischen Modelle ist ein wesentlicher Teil der Arbeit gewidmet.

Mit dem Programmsystem werden Untersuchungen zum instationären Betrieb der Modul-Anlage durchgeführt. Für den Lastwechsel wird die Eignung des vom Hersteller vorgesehenen Regelkonzepts erstmals nachgewiesen. Zu den Rechnungen werden analytische und vergleichende Modellüberprüfungen durchgeführt, die die Plausibilität der gemachten Aussagen absichern. Die Eignung des Modells zur Beschreibung komplexer Störfallabläufe wird anhand mehrerer Rechnungen zum Verhalten der Anlage bei einem fehlerhaften Ausfahren aller Steuerstäbe nachgewiesen. Es wird exemplarisch gezeigt, daß bei einem hypothetischen Versagen der Reaktorschutz-Anregeebebene der Auslegung des Regelsystems ein erheblicher Einfluß auf das nachfolgende Störfallgeschehen beizumessen ist.

Inhaltsverzeichnis

1.0	Einleitung und Motivation	1
2.0	Die HTR-2-Modul-Kraftwerksanlage	5
2.1	Zum Sicherheitskonzept des HTR-Modul	5
2.2	Nukleares Dampferzeugungssystem	6
2.2.1	Primärkreis und Dampferzeuger	6
2.2.2	Abschalt- und Regeleinrichtungen	8
2.3	Sekundärkreis	9
3.0	Zum geplanten Betrieb der Anlage	11
3.1	Teillastdiagramm für den Leistungsbetrieb	11
3.2	Reaktorschnellabschaltung	13
3.3	Nachwärmeabfuhr	13
4.0	Konzept der Leit- und Regeltechnik	15
4.1	Regelstruktur der HTR-2-Modul-Anlage	15
4.2	Beschreibung des Konzeptes für die Leistungsregelung	17
4.2.1	Allgemeines	17
4.2.2	Regelkreise	18
4.3	Reaktorschutzsystem	21
5.0	Ein mathematisch-physikalisches Modell für den HTR-Modul	23
5.1	Primärkreislauf	27
5.1.1	Feststofftemperaturen in den Reaktordruckbehältereinbauten	28
5.1.2	Reaktorkinetik	29
5.1.3	Thermofluiddynamik	33
5.2	Dampferzeuger	36
5.3	Sekundärkreislauf	40
5.3.1	Turbogruppe	40
5.3.2	Ventile	43
5.3.3	Speisepumpe und Speisewasserregelventil	44
5.3.4	Speisewasservorwärmung	46
5.3.5	Frischdampfleitung	46
5.4	Zeitdiskretes Modell für die regelungstechnischen Komponenten	47
5.4.1	Erzeugen einer Impulsfolge mit konstanter Abtastperiode	48
5.4.2	Digitale Simulation kontinuierlicher Teilsysteme und Regler	50
5.4.3	Behandlung von Detailproblemen des Regelmodells	54
5.4.4	Modellierung der betrieblichen Blockregelung	62
6.0	Methoden zur Modellüberprüfung und ihre Anwendung auf konkrete Teilprobleme	67
6.1	Dynamisches Verhalten des Dampferzeugers bei einem Lastsprung von 100 % auf 80 % Nennleistung	69
6.2	Berechnung der Vorgänge am DE bei einer "RESA von Hand"	75

7.0 Untersuchungen zum dynamischen Verhalten der Gesamtanlage bei Lastwechseln	79
7.1 Zeitlich veränderliche Randbedingungen für zwei repräsentative Betriebsfälle	79
7.2 Analyse der transienten Vorgänge während des Lastwechsels	80
7.2.1 Sekundärseitige Drücke	84
7.2.2 Frischdampftemperaturen	86
7.2.3 Heliumdurchsatz und -Temperaturen	87
7.2.4 Primärkreisdruck	92
7.2.5 Verhalten des Reaktorkerns	94
7.3 Zusammenfassende Bewertung der Rechnungen zum Lastwechselverhalten des Moduls	102
8.0 Simulation der Ausfahrt aller Regelstäbe mit maximaler Geschwindigkeit	103
8.1 Berechnung des Ausgangszustands für den Störfallablauf	105
8.2 Störfallablauf bei Ansprechen des Reaktorschutzsystems	108
8.3 Störfallablauf ohne Ansprechen des Reaktorschutzsystems (ATWS)	113
8.3.1 Betrachtung des Störfallablaufs, Teil I: Stabilitätsuntersuchung	113
8.3.2 Teil II: Interpretation der transienten Abläufe bei geregelter Leistungsauskopplung	120
9.0 Zusammenfassung	127
Literaturverzeichnis	131
Anhang A. Abbildung der Kraftwerksanlage auf das numerische Modell	139
A.1 Räumliche Diskretisierung der Reaktorstrukturen in den Modellen THERMIX und DIREKT	139
A.2 Näherung der Temperaturkoeffizienten von Brennstoff, Moderator und Reflektor im Programm KINEX	141
A.3 Darstellung der Nachwärmeproduktion in KINEX	141
A.4 Geometrische und materialspezifische Daten des Dampferzeugers	142
A.5 Abbildung des Kühlgasgebläses	145
A.6 Kenngrößen von Reglern und Baugruppen der Modulregelung	146
Anhang B. Liste der verwendeten Abkürzungen	149

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1.	Primärkreis eines HTR-Moduls mit Dampferzeuger	7
Abb. 2.	Übersichtsplan der Gegendruck-Kondensationsanlage [1]	10
Abb. 3.	Teillastdiagramm für den Betrieb zwischen 50 % und 100 % Nennleistung	12
Abb. 4.	Regelschema für einen HTR-2-Modul-Block	16
Abb. 5.	Regelschema der thermischen Leistungsregelung eines Moduls	19
Abb. 6.	Programmablaufdiagramm für C.A.S.H.	25
Abb. 7.	Vergleich von Polynom- und hyperbolischer Näherung mit dem globalen Brennstofftemperatureinfluß	33
Abb. 8.	Diskretisierungsmodell der mit SIKADE2 beschriebenen Komponenten	37
Abb. 9.	Schematische Darstellung der Turbine mit Regelstufe	41
Abb. 10.	Ermittlung des Förderdrucks der Speisepumpe aus der Drehzahl und der Rohrleitungskennlinie	45
Abb. 11.	Modell für die diskrete Reglersimulation im Gesamtanlagenmodell	47
Abb. 12.	Erzeugung einer stückweise linearen kontinuierlichen Funktion (b) aus der Impulsfolge einer Zustandsgröße (a)	48
Abb. 13.	Abtastung der kontinuierlichen Zeitfunktion mit konstanter Abtastzeit	49
Abb. 14.	Möglicher Fehler bei der Regelgrößenapproximation aufgrund ungünstiger Abstimmung zwischen Abtastzeit und Anlagen-Zeitschrittweite	49
Abb. 15.	Definition der z-Übertragungsfunktion eines kontinuierlichen Systems nach Unbehauen [27]	51
Abb. 16.	Definition der Variablen zur Stellgeschwindigkeitsbegrenzung	56
Abb. 17.	Speisewasserdurchsatzregler mit Verzögerung 1. Ordnung in der Rückführung und integral wirkendem Stellmotor	58
Abb. 18.	Zur Abhängigkeit der Frischdampftemperatur von kleinen Änderungen des Heliumdurchsatzes bei unterschiedlichen Lastpunkten.	60
Abb. 19.	Einfahrcharakteristik der Reflektorstabgruppe	61
Abb. 20.	Thermische Leistungsregelung	63
Abb. 21.	Heißgastemperaturregelung	64
Abb. 22.	Frischdampftemperaturregelung	65
Abb. 23.	Frischdampfdruckregelung	66
Abb. 24.	Lastsprung von 100 % auf 80 %, Verlauf der thermischen Dampferzeugerleistung und der Führungsgröße	73
Abb. 25.	Lastsprung von 100 % auf 80 %, Verlauf der relativen Helium-, Wasser- und Dampfdurchsätze	73
Abb. 26.	Lastsprung von 100 % auf 80 %, Verlauf der Ecktemperaturen des Dampferzeugers	74
Abb. 27.	Lastsprung von 100 % auf 80 %, Verlauf der Vorwärm- Verdampfungs- und Überhitzungszone	74
Abb. 28.	Massenströme am Dampferzeuger nach RESA	78
Abb. 29.	Temperaturen am Dampferzeuger nach RESA	78
Abb. 30.	Zeitlicher Verlauf der thermischen Leistung am Dampferzeuger	81
Abb. 31.	Zeitlicher Verlauf der Massenströme Speisewasser und Frischdampf	82
Abb. 32.	Zeitlicher Verlauf der Speisewassertemperatur	83
Abb. 33.	Zeitlicher Verlauf des Speisewasserdrucks am DE-Eintritt	84
Abb. 34.	Zeitlicher Verlauf des Frischdampfdrucks vor der Düsendruppe	85

Abb. 35. Zeitlicher Verlauf der Frischdampf Temperatur-Änderung	86
Abb. 36. Zeitlicher Verlauf der Helium Massenströme	89
Abb. 37. Zeitlicher Verlauf der Heißgastemperatur	90
Abb. 38. Zeitlicher Verlauf der Kaltgastemperatur	90
Abb. 39. Temperaturprofile im DE bei 50 % Teillast und 700 °C Heliumeintrittstemperatur	91
Abb. 40. Temperaturprofile im DE bei 50 % Teillast und 600 °C Heliumeintrittstemperatur	91
Abb. 41. Zeitlicher Verlauf des Primärkreisdruckes vor dem Gebläse	92
Abb. 42. Zeitlicher Verlauf der nuklearen Leistung für den Fall I	94
Abb. 43. Zeitlicher Verlauf der Reaktivitätsbeiträge (Fall I)	95
Abb. 44. Zeitlicher Verlauf der Brennelement-, Moderator- und Reflektortemperaturen	96
Abb. 45. Zeitlicher Verlauf der Stabeinfahrtiefe (Fall I)	97
Abb. 46. Zeitlicher Verlauf der nuklearen Leistung für den Fall II	98
Abb. 47. Zeitlicher Verlauf der Reaktivitätsbeiträge (Fall II)	99
Abb. 48. Zeitlicher Verlauf der Brennelement-, Moderator- und Reflektortemperaturen	99
Abb. 49. Zeitlicher Verlauf der Stabeinfahrtiefe (Fall II)	100
Abb. 50. Zeitlicher Verlauf der Eingangssignale des nuklearen Leistungsreglers (Fall II)	101
Abb. 51. Zeitlicher Verlauf der Regeldifferenz am Eingang des THG-Reglers ...	101
Abb. 52. Thermische Kraftwerksleistung während der Lastwechseltransiente über 46 Stunden	106
Abb. 53. Zeitlicher Verlauf der Gasaustrittstemperatur	106
Abb. 54. Zeitlicher Verlauf der Einfahrtiefe der Stabgruppe	107
Abb. 55. Zeitlicher Verlauf der Reaktivitätsbeiträge	107
Abb. 56. Zeitlicher Verlauf der nuklearen Leistung	109
Abb. 57. Zeitlicher Verlauf der Einfahrtiefe der Stabgruppe	110
Abb. 58. Zeitlicher Verlauf der Reaktivitätsbeiträge	110
Abb. 59. Zeitlicher Verlauf der Brennstoff- und Moderatortemperaturen	111
Abb. 60. Zeitlicher Verlauf der Primärkühlmittelaustrittstemperatur	111
Abb. 61. Zeitlicher Verlauf der Dampftemperatur am heißen Ende des Überhitzer- bündels	112
Abb. 62. Zeitlicher Verlauf der Kaltgastemperatur vor dem Gebläse	112
Abb. 63. Zeitlicher Verlauf der Einfahrtiefe der Stabgruppe	115
Abb. 64. Zeitlicher Verlauf der Reaktivitätsbeiträge	115
Abb. 65. Zeitlicher Verlauf der nuklearen Leistung	116
Abb. 66. Zeitlicher Verlauf der Brennstoff- und Moderatortemperaturen	118
Abb. 67. Zeitlicher Verlauf der Frischdampf Temperatur-Änderung	118
Abb. 68. Zeitlicher Verlauf des Primärkühlmitteldurchsatzes	119
Abb. 69. Zeitlicher Verlauf der nuklearen Reaktorleistung	120
Abb. 70. Zeitlicher Verlauf der Reaktivitätsbeiträge	121
Abb. 71. Zeitlicher Verlauf der Brennstoff- und Moderatortemperaturen	122
Abb. 72. Zeitlicher Verlauf der Reflektortemperaturen	122
Abb. 73. Zeitlicher Verlauf des Primärkühlmitteldurchsatzes	123
Abb. 74. Zeitlicher Verlauf der Heißgastemperatur	123
Abb. 75. Zeitlicher Verlauf der Kaltgastemperatur	124

Abb. 76. Zeitlicher Verlauf der Frischdampf­temperatur­Änderung	124
Abb. 77. Zeitlicher Verlauf der Massen­ströme Speisewasser und Frischdampf . . .	125
Abb. 78. Zeitlicher Verlauf der thermischen DE-Leistung	125
Abb. 79. Räumliche Diskretisierung des Feststoffmodells in THERMIX	139
Abb. 80. Räumliche Diskretisierung des Fluidmodells in DIREKT	140
Abb. 81. Typischer Rohrstrang des Modul-Dampferzeugers	143
Abb. 82. Stationäre Anfangstemperaturverteilung im DE-Rohrbündel bei Vollast	144
Abb. 83. Gebläsekennlinie THTR-300, Durchflußziffer = $f(\text{Gefälle­ziffer})$	145
Abb. 84. Gebläsekennlinie THTR-300, Innenwirkungsgrad = $f(\text{Gefälle­ziffer})$..	146

Tabellenverzeichnis

Tab. 1.	Hauptdaten des nuklearen Dampferzeugers (Nennwerte)	6
Tab. 2.	Auslegungsdaten der Regel- und Abschaltssysteme	8
Tab. 3.	Zuordnung zwischen den Regel- und Stellgrößen der Leistungsregelung ..	18
Tab. 4.	Vom Reaktorschutzsystem überwachte Prozeßgrößen	22
Tab. 5.	Begrenzungen der Stellorgane	57
Tab. 6.	Zeitlich veränderliche Sollwerte für die Betriebsfälle I und II	80
Tab. 7.	Beim Lastwechsel auftretende maximale Überhöhungen und Gradienten der Frischdampftemperatur	87
Tab. 8.	Temperaturkoeffizienten	114
Tab. 9.	Näherung der Temperaturkoeffizienten von Brennstoff, Moderator und Reflektor	141
Tab. 10.	Nachwärmeparameter im Programmodul KINEX	141
Tab. 11.	Nachwärmefunktion im Programm KINEX	142
Tab. 12.	Geometrie- und Materialdaten des Dampferzeugers	144
Tab. 13.	Kenngrößen von Reglern und Baugruppen der Leistungsregelung	146
Tab. 14.	Kenngrößen von Reglern und Baugruppen der Heißgastemperatur- Regelung	147
Tab. 15.	Kenngrößen von Reglern und Baugruppen der Frischdampf temperatur- Regelung	147
Tab. 16.	Kenngrößen von Reglern und Baugruppen der Frischdampfdruck- Regelung	147

1.0 Einleitung und Motivation

Die Klimaproblematik ist in den letzten Jahren zunehmend in den Brennpunkt der energiepolitischen Diskussion gerückt. Der Grund hierfür ist das bei der Verbrennung fossiler Energieträger freigesetzte Kohlendioxid. Nach heutigen wissenschaftlichen Erkenntnissen deuten die meisten Indizien daraufhin, daß CO_2 neben Methan maßgeblich für den global zu verzeichnenden Treibhauseffekt verantwortlich gemacht werden muß. Allein im Jahre 1990 wurden geschätzte 22 Gigatonnen CO_2 durch die Verbrennung fossiler Energieträger in die Atmosphäre freigesetzt. Dies bei einem mittleren weltweiten Primärenergieverbrauch von 2,1 t SKE pro Kopf und Jahr und einer Weltbevölkerung von 5,3 Mrd Menschen.

Diese Zahlen sind vor dem Hintergrund einer weiterhin wachsenden Weltbevölkerung und den überaus verständlichen Anstrengungen von Schwellen- und Entwicklungsländern zu sehen, einen dem unseren vergleichbaren Lebensstandard zu erreichen. Beides wird weltweit einen steigenden Energiebedarf von heute $12 \cdot 10^9$ auf geschätzte $20 \cdot 10^9$ t SKE/a im Jahre 2020 zur Folge haben. Energiepolitische Diskussionen werden daher zukünftig immer unter Berücksichtigung weltenergiewirtschaftlicher Entwicklungen geführt werden müssen.

Die Vereinbarungen der UN-Umweltkonferenz 1992 in Rio de Janeiro mit dem Ziel, die klimarelevanten Gase weltweit zu stabilisieren, werden einschneidende Auswirkungen auf die Lösung der anstehenden Energieprobleme haben müssen. Hierbei wird auch in absehbarer Zukunft die Versorgung der Weltbevölkerung mit Energie durch die bereits heute genutzten Primärenergiequellen fossile Rohstoffe, regenerative Energien und Kernenergie zu realisieren sein. Zur Umsetzung der oben beschriebenen Absicht der Reduktion der CO_2 -Emission wird die Kernenergie einen ganz wesentlichen Anteil an der Energieerzeugung übernehmen müssen. Dieser sich zwangsläufig ergebenden Notwendigkeit der verstärkten Kernenergienutzung stehen ernstzunehmende Akzeptanzprobleme in der Bevölkerung gegenüber.

Die Akzeptanzfrage scheitert dabei für viele an den extremen hypothetischen Schadenspotentialen, die in der Nutzung dieser Energiequelle mit der heute angewandten Technik liegen. Für eine zukünftige Kernenergie wird daher eine katastrophenfreie Technik gefordert, die das Tolerieren eines akzeptanz-hemmenden "Restrisikos" nicht mehr notwendig macht. Bei einer solchen Technik müssen die Auswirkungen von allen denkbaren Störfällen auf die Anlage selbst beschränkt bleiben.

Am glaubhaftesten wird eine solche Lösung für jedermann sein, wenn die Möglichkeit einer Kernschmelze und die damit verbundenen radiologischen Folgen von vornherein naturgesetzlich ausgeschlossen sind.

Für eine solche Technik bietet der in Deutschland entwickelte Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktor (HTR) derzeit die größten Potentiale. In den letzten Jahren wurde von Siemens ein modulares Kernkraftwerkskonzept auf dieser Basis entwickelt. Dieser HTR-Modul besitzt hervorragende sicherheitstechnische Eigenschaften, die den Weg in eine wirklich katastrophenfreie Kerntechnik ohne Restrisiko weisen.

Aufgabe von Forschung und Industrie wird es sein, den Nachweis für die Realisierbarkeit eines solchen Konzeptes zu erbringen. Am Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik des Forschungszentrums Jülich werden u.a. hierfür Untersuchungen zu den Sicherheitseigenschaften dieses Reaktortyps durchgeführt.

Zusätzlich zu der Betrachtung des eigentlichen Reaktorkerns sind an vielen Stellen auch Fragen nach dem Verhalten des nuklearen Dampferzeugungssystems im Zusammenspiel mit den übrigen Komponenten der Anlage zu beantworten. Dies gilt speziell für die Auswirkungen des Sekundärkreisgeschehens auf den Reaktor und für die vielfältigen Eingriffe der leittechnischen Einrichtungen in den Reaktorbetrieb. Über die Systemkopplungen der Einzelbaugruppen entsteht ein Gesamtanlagenverhalten, das rechnerisch in seiner Dynamik nur mit einem instationären mathematischen Modell erfaßt werden kann, welches selber die systemimmanenten physikalisch-technischen Kopplungen aller wesentlichen Kreislaukomponenten enthält.

Im Rahmen dieser Arbeit wird ein solches dynamisches Gesamtanlagenmodell für ein HTR-Modul Kernkraftwerk erstellt. Neben dem nuklearen Teil der Anlage werden die vielfältigen Einflüsse aus Blockregelung, Reaktorschutzsystem, Dampferzeugerbetrieb und Sekundärkreisverhalten instationär erfaßt. Die Anlage wird damit bereits in der Planungsphase zugänglich für Untersuchungen der instationären Prozesse infolge von Manipulationen durch die Leit- und Regeltechnik und des transienten Verhaltens bei Störungen. Die Modellierungstiefe des Modells ist im Hinblick auf die Anwendung in der Sicherheitsforschung so gewählt, daß eine Bewertung von Einzelkomponenten möglich ist.

Basis für die numerische Simulation bilden Programmkomponenten zur Beschreibung der instationären Vorgänge in HTR-Anlagen, die am Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik entwickelt wurden. Diese Programme sind durch zahlreiche betriebsbegleitende Rechnungen an den deutschen Hochtemperaturreaktoranlagen AVR Jülich und THTR-300 validiert worden.

Für die Abbildung der Leittechnik und des Sekundärkreises des Moduls sind dagegen mathematische Modelle neu abgeleitet und programmtechnisch umgesetzt worden. Die Darstellung der parallel ablaufenden Vorgänge in den einzelnen Baugruppen und die Modellierung der kontinuierlichen Regelvorgänge erforderte zudem die Entwicklung numerischer Verfahren, um das Zeitverhalten der geregelten Gesamtanlage im sequentiellen Programmablauf physikalisch richtig zu erfassen. Schließlich erfolgte die Integration all dieser Rechenverfahren in ein Gesamtprogrammsystem, welches dem Benutzer erlaubt, die vielfältigen Anlagentransienten in flexibler Weise zu initiieren, zu kontrollieren und zu analysieren, einschließlich eines dazugehörigen graphischen Auswertungsteiles.

Beginnend mit der Beschreibung und der Analyse des zu modellierenden Kernkraftwerks in den Kapiteln 2 bis 4, wird die mathematisch-physikalische Modellbildung im Kapitel 5 ausführlich dokumentiert. Kapitel 6 gibt Erläuterungen zu den in den folgenden Kapiteln parallel zu den instationären Untersuchungen durchgeführten analytischen und vergleichenden Modellüberprüfungen. Für erste Teilprobleme erfolgt eine Absicherung der Ergebnisse einzelner Programmodule und die Analyse des instationären Komponentenverhaltens.

In Kapitel 7 schließen sich die Rechnungen zum dynamischen Verhalten der geregelten Gesamtanlage an. Die wesentlichen vom Hersteller vorgesehenen Lastwechselprozeduren werden rechnerisch dargestellt. Die Schwerpunkte liegen in diesem Kapitel auf der Analyse der berechneten Ergebnisse sowie auf der Modellüberprüfung. Mit den Rechnungen kann erstmals das Regelkonzept des Herstellers überprüft und das Regelverhalten der Anlage im Leistungsbetrieb dargestellt und untersucht werden.

In Kapitel 8 wird die Eignung des Modelles zur Beschreibung komplexer Störfallabläufe aufgezeigt. Als Beispiel werden hier verschiedene Stabausfahr-Störfälle berechnet. Ein wesentliches Augenmerk liegt hier auf der Beschreibung von Vorgängen, die durch das Zusammenspiel des Reaktors mit dem aktiven Regelsystem herrühren und noch nie näher untersucht wurden.

Abschließend folgt in Kapitel 9 eine Zusammenfassung der wichtigsten Ergebnisse. Hierbei werden die Einsatzmöglichkeiten sowie die Grenzen der Kraftwerkssimulation mit dem erstellten Gesamtanlagenmodell aufgezeigt.

2.0 Die HTR-2-Modul-Kraftwerksanlage

Die HTR-2-Modul-Kraftwerksanlage ist ein von der Firma Siemens/Interatom entwickeltes Wärmekraftwerk für die kombinierte Erzeugung von elektrischer Energie und Niedertemperaturprozeßwärme bzw. Fernwärme [1]. Die Leistungsbereitstellung erfolgt bei diesem Kernkraftwerkskonzept auf der Basis kleiner Reaktoreinheiten von je 200 MW thermischer Leistung. Größere Leistungspotentiale werden flexibel über die Zusammenschaltung mehrerer dieser 'Module' realisiert. Die hier betrachtete HTR-2-Modul-Anlage besteht daher folgerichtig aus zwei dieser Reaktoreinheiten mit einer Gesamtleistung von 400 MW_{th}.

2.1 Zum Sicherheitskonzept des HTR-Modul

Basiselement für die nukleare Energieerzeugung ist das für die deutsche HTR-Linie charakteristische kugelförmige Brennelement (BE) mit einem Durchmesser von 6 cm. In der inneren Kugelzone von 5 cm befinden sich je 7 g niedrig angereichertes Uran in Form 0,5 mm großer Brennstoffpartikel, die mit mehreren pyrolytisch abgeschiedenen Beschichtungen umschlossen sind. Diese sogenannten '*coated particles*' sind gleichmäßig in einer Kohlenstoffmatrix eingebettet. Die äußere Kugelzone ist brennstofffrei.

Der Aufbau dieser Brennelemente und vor allem der beschichteten Teilchen garantiert eine extrem zuverlässige Rückhaltung der radioaktiven Spaltprodukte bis zu Temperaturen von 1600 - 1700 °C, d.h. bis zu Werten, die um mehrere hundert Grad über den maximalen Betriebstemperaturen liegen. Die max. Auslegungstemperatur für mögliche Störfälle beträgt beim Modul nominal 1620 °C.

Ziel des *inhärent*¹ passiven Sicherheitskonzeptes der Anlage ist es, allein durch den Aufbau und die kernphysikalische Auslegung alle Zustände, die zu einem Überschreiten der durch zahlreiche Experimente und jahrzehntelange Betriebserfahrungen abgesicherten Auslegungstemperatur führen, zu vermeiden. Dies soll selbst bei einem unterstellten Ausfall aller aktiven Einrichtungen zur Abschaltung und Nachwärmeabfuhr sichergestellt sein.

Erreicht werden diese Vorgaben auf der einen Seite über die Wahl einer ausreichenden Temperaturspanne zwischen der maximalen Betriebstemperatur der BE von ca. 850 °C und der max. Auslegungstemperatur, so daß über den negativen Temperaturkoeffizienten der Reaktivität alle störfallbedingten Überschußreaktivitäten gebunden werden, ohne die max. Auslegungstemperatur zu erreichen.

Durch die Wahl einer hinreichend niedrigen mittleren Leistungsdichte und einer geeigneten Reaktorgeometrie sowie der entsprechenden Werkstoffe wird ermöglicht, die Ab-

¹ *inhärent* [lat.]: an etwas haftend, ihm innewohnend; das Zusammengehören von Ding u. Eigenschaft betreffend (Philos.).

fuhr der Nachzerfallswärme allein durch passive physikalische Vorgänge wie Wärmeleitung, Strahlung und Konvektion zu realisieren.

Durch diese charakteristischen Eigenschaften des Reaktors wird - selbst beim unterstellten Ausfall aller aktiven Sicherheitssysteme - erreicht, daß mögliche Reaktivitätsstörungen oder ein längerfristiger Ausfall der aktiven Kernkühlung nicht zu einem Überschreiten der Brennelement-Auslegungstemperaturen führen.

Neben diesem wesentlichen inhärenten Sicherheitskonzept wird die Sicherheitsgarantie der Anlage durch die aus der Leichtwassertechnik üblichen Barrieren wie z.B. dem Reaktordruckbehälter und aktiven Sicherheitseinrichtungen (z.B. Dampferzeugerentlastung bei einem DE-Heizrohrbruch) ergänzt.

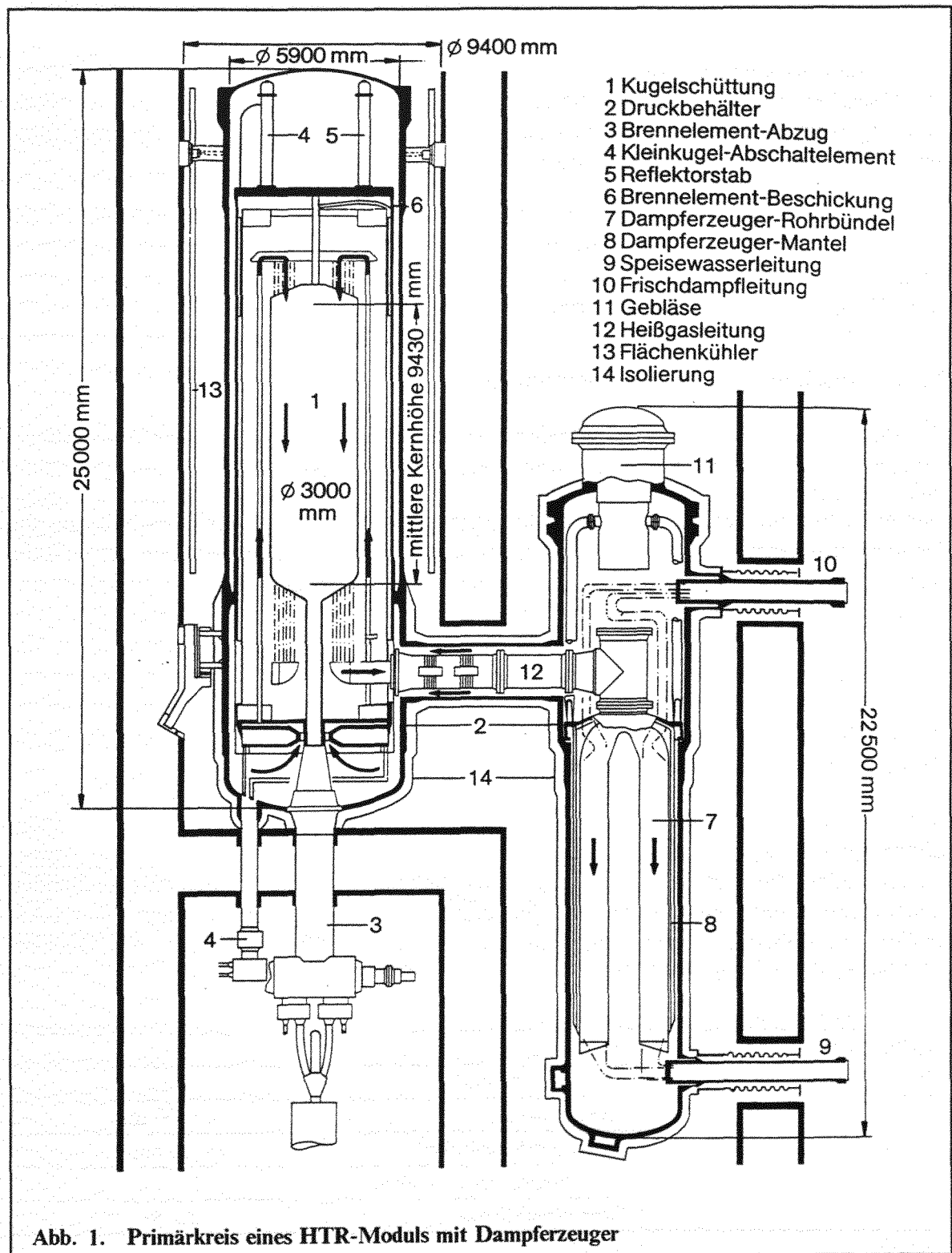
2.2 Nukleares Dampferzeugungssystem

2.2.1 Primärkreis und Dampferzeuger

Der Aufbau des nuklearen Dampferzeugungssystems des HTR-Modul ist in der Schnittzeichnung der Abb. 1 dargestellt. Im wesentlichen besteht dieses System aus dem gasgekühlten Hochtemperaturreaktor, dem Dampferzeuger und einem Primärkreisgebläse. Als Kühlmittel wird das chemisch inerte und neutronenphysikalisch neutrale Edelgas Helium eingesetzt. Die HTR-2-Modulanlage besitzt zwei dieser nuklearen Dampferzeugungssysteme mit einer Gesamtleistung von 400 MW_{th}. Eine Auflistung der wichtigsten Auslegungsdaten findet sich in Tab. 1.

thermische Leistung	200 MW
Coredurchmesser	3 m
Corehöhe	9,43 m
mittlere Leistungsdichte	3,0 MW/m ³
Kugelschüttung	360.000 Brennelemente
Brennelementdurchmesser	6 cm
Anreicherung	7,7 Gew. %
Betriebszyklus	Mehrfachdurchlauf (MEDUL-Beschickung)
Kühlmittel	Helium
Kühlmitteltemperatur (Ein-/Austritt)	250 °C/700 °C
Kühlgasmassenstrom	85,5 kg/s
Betriebsdruck	60 bar
Kühlgasgebläse	einstufiges Radialgebläse
max. Druckerhöhung	1,5 bar
Speisewassertemperatur	170 °C
Frischdampf Temperatur	530 °C
Frischdampfdruck am Dampferzeugeraustritt	190 bar

Tab. 1. Hauptdaten des nuklearen Dampferzeugers (Nennwerte)



Das den Reaktorkern von oben nach unten durchströmende Helium nimmt die in der Brennelementschüttung produzierte thermische Leistung von 200 MW auf und verläßt den Kern mit einer Austrittstemperatur von 700 °C. Über eine horizontale Heißgasführung wird es zum Dampferzeuger geleitet, wo es das Heizrohrbündel ebenfalls von oben nach unten durchströmt. Das nunmehr abgekühlte Helium verläßt das Rohrbündel und

wird vom Gebläse durch einen Ringraum zwischen Dampferzeugermantel und -druckbehälter angesaugt. Der aus dem Gebläse austretende Gasmassenstrom gelangt anschließend über einen koaxial um das Heißgasführungsrohr angeordneten Verbindungsdruckbehälter in den unteren Bereich des Reaktordruckbehälters. Über vertikale Bohrungen im graphitischen Seitenreflektor und die obere Kaltgassammelkammer führt der Gasweg zurück in den Reaktorkern.

Die sekundärseitige Bespeisung des Dampferzeugers erfolgt im Gegenstrom, indem Speisewasser bzw. Dampf die Wärmetauscherrohre des Dampferzeugers von unten nach oben durchströmt. Der überhitzte Dampf verläßt das Rohrbündel mit einer Temperatur von 530 °C bei einem Druck von 190 bar.

2.2.2 Abschalt- und Regeleinrichtungen

Für den HTR-Modul sind zwei voneinander unabhängige und diversitäre Abschalteinrichtungen vorgesehen. Die Hauptdaten sind in Tab. 2 aufgeführt.

Das erste System besteht aus 6 Reflektorstäben und ist für die Heißabschaltung, die Temperaturregelung und zur Leistungsstrimmung vorgesehen. Die einzelnen Steuerstäbe sind frei beweglich in Bohrungen des Seitenreflektors aufgehängt und bestehen aus mehreren untereinander gelenkig verbundenen Einzelgliedern aus gesintertem B₄C. Die Positionierung erfolgt über einen elektrischen Antrieb. Durch Stromlosschalten der Antriebsmotoren fallen die Stäbe allein durch die Schwerkraft in den Seitenreflektor ein. Die maximale Einfallgeschwindigkeit wird über eine einfache Wirbelstrombremse auf ca. 50 cm/s begrenzt. Im Leistungsbetrieb ist die maximale Regelgeschwindigkeit durch die Dimensionierung der Antriebsbaugruppen auf 1 cm/s begrenzt.

Das zweite System dient zur Kalt- und Langzeitabschaltung und verwendet Kleinkugelabschaltelemente (KLAK) an 18 Positionen des Seitenreflektors. Auf Anforderung fallen diese Abschaltelemente unter Schwerkraft frei in die entsprechenden Reflektorbohrungen ein. Durch eine pneumatische Saugförderung können die KLAK dosiert den Bohrungen entnommen und den Vorratsbehältern oberhalb des Deckenschildes wieder zugeführt werden.

Reflektorstäbe Aufgabe: Regelung und Heißabschaltung	Anzahl	6
	Absorberwerkstoff	B ₄ C
	max. Fahrweg	ca. 6750 mm
	Einfallgeschwindigkeit	ca. 50 cm/s
	max. Regelgeschwindigkeit	1 cm/s
	Gesamtreaktivität	3,2 %
KLAK Aufgabe: Kaltabschaltung	Anzahl	18
	Absorberwerkstoff	B ₄ C in Graphitmatrix
	Fallhöhe	max. 15 m
	Einfallzeit	ca. 1 min
	Gesamtreaktivität	10,6 %

Tab. 2. Auslegungsdaten der Regel- und Abschaltssysteme

2.3 Sekundärkreis

Beim HTR-2-Modul sind den beiden nuklearen Dampferzeugern zwei zeichnungsgleiche Sekundärkreise zugeordnet. Die beiden Halblastanlageanteile sind im normalen Leistungsbetrieb entkoppelt. Zur Erhöhung der Verfügbarkeit können sie aber während einer Revision oder beim Ausfall von Anlageanteilen über unregelte Auf/Zu-Armaturen verbunden werden.

Die mit dem Hochtemperaturreaktor erreichbaren Dampfzustände ermöglichen den Einsatz von rein konventionellen Turbinenanlagen, wie sie auch in fossilbeheizten Kraftwerken Anwendung finden.

Mit dem Ziel einer flexiblen Bereitstellung sowohl von elektrischer Leistung als auch von Niedertemperaturprozeßwärme sieht der Hersteller eine Gegendruck-Kondensationsanlage entsprechend Abb. 2 vor. Für jeden Anlageanteil setzen sich die Dampfturbosätze aus drei Teilturbinen zusammen:

- Hochdruckturbine, mit Anzapfungen für Prozeßdampf und Prozeßdampfüberhitzung
- Mitteldruck-Vorwärmturbine, mit Anzapfung für die Speisewasservorwärmung
- Niederdruck-Kondensationsturbine

Jedem der beiden Turbosätze ist ein eigenes Prozeßdampfsystem zugeordnet. Zur Erzeugung des Prozeßdampfes wird der Abdampf der HD-Turbinen genutzt. Der entnommene Dampf wird dabei über einen Überhitzer gefahren, der mit Heizdampf aus dem zugeordneten Turbinenteil versorgt wird. Im Fall einer Nichtverfügbarkeit der Turbine kann die Prozeßdampfabgabe weiterhin über die Reduzierstation erfolgen.

Wasserseitig ist jedem Dampferzeuger ein separater Speisewasserstrang bestehend aus der Niederdruckvorwärmung, einem Speisewasserbehälter und je zwei elektrisch angetriebenen, drehzahlgeregelten Speisewasserpumpen zugeordnet.

- 1 Speisewasserbehälter
- 2 Speisewasserpumpen
- 3 Speisewasserregelstation
- 4 Speisewasserabsperrarmatur
- 5 Dampferzeuger
- 6 Frischdampfabsperrarmatur
- 7 Hochdruckturbine
- 8 Mitteldruckturbine
- 9 Niederdruckturbine
- 10 Generator
- 11 Prozeßdampfüberhitzer
- 12 FD-Reduzierstation
- 13 Hauptkondensator
- 14 Hauptkondensatpumpen
- 15 Niederdruckvorwärmer
- 16 Zusatzspeisepumpen
- 17 Deionatbehälter

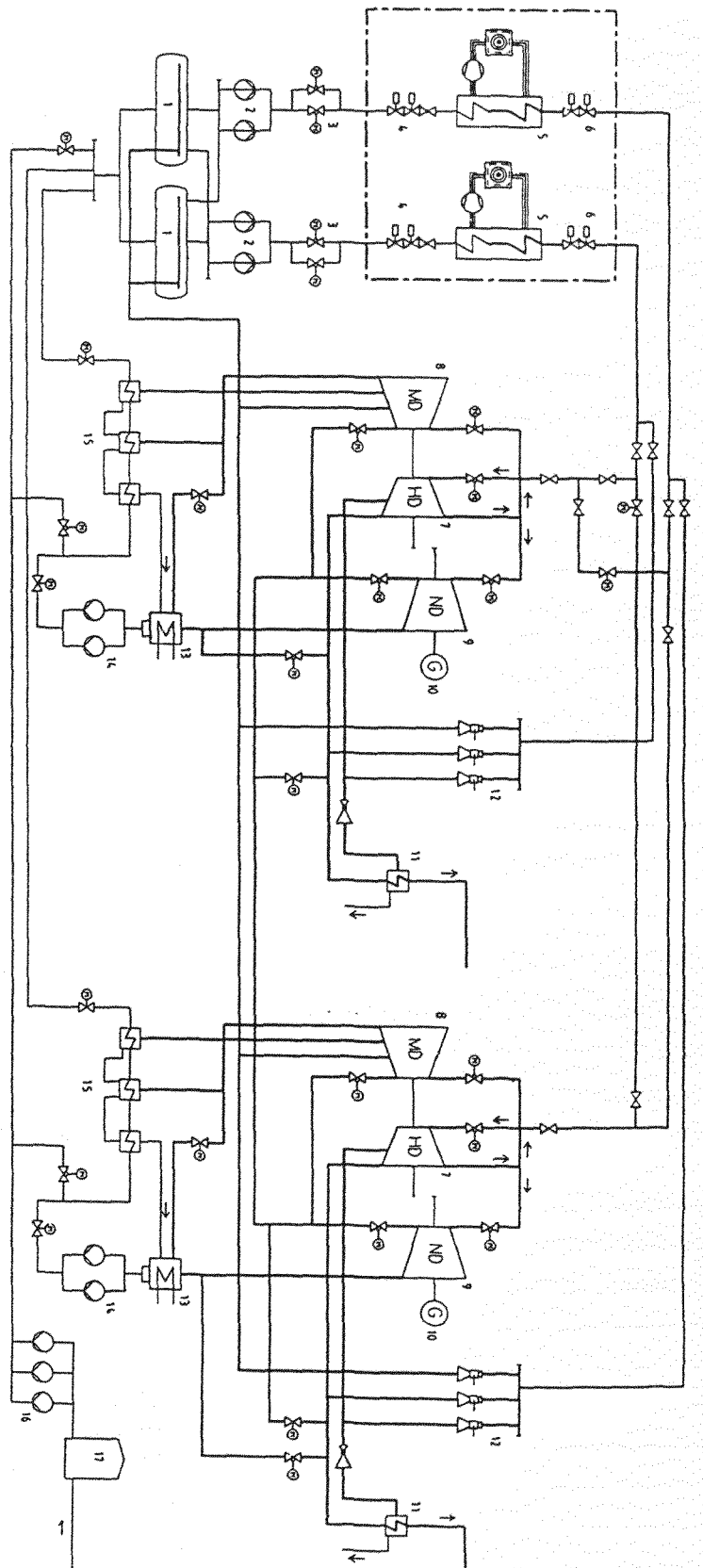


Abb. 2. Übersichtsplan der Gegendruck-Kondensationsanlage [1]

3.0 Zum geplanten Betrieb der Anlage

Zur Beschreibung der instationären Betriebszyklen eines Kraftwerks ist zusätzlich zur Modellierung der physikalisch-technischen Vorgänge in den einzelnen Baugruppen auch die Umsetzung des "Reaktorprogramms"² notwendig. Für leistungsbetriebliche Prozeduren ist dieses durch das Teillastdiagramm festgelegt. Seine Umsetzung erfolgt durch die Anlagenregelung. Für die Darstellung von Transienten außerhalb des Leistungsbaus, wie etwa einer Reaktorschnellabschaltung oder einer betrieblichen Nachwärmeabfuhr, sind zusätzlich noch entsprechende Strukturumschaltungen innerhalb der Anlage zu berücksichtigen.

Die folgende Analyse des Teillastdiagramms des Moduls und der Vorgänge bei der Reaktorschnellabschaltung dienen als Grundlage für die im Anlagenmodell implementierten Betriebs- und Schutzprozeduren. Die ergänzend in die Erläuterungen hineingenommene "Betriebliche Nachwärmeabfuhr" vervollständigt die Konzeptbeschreibung der Anlage.

3.1 Teillastdiagramm für den Leistungsbetrieb

Der einzelne HTR-Modul ist für einen uneingeschränkten Lastwechselbetrieb zwischen 50 % und 100 % Nennleistung konzipiert. Innerhalb dieses Leistungsbereiches werden die Größen

- | | |
|--------------------------|--------|
| • Heißgastemperatur | 700 °C |
| • Frischdampf Temperatur | 530 °C |
| • Frischdampfdruck | 190 °C |

über die Regel- und Steuerkomponenten der Blockregelung konstant gehalten. Die einzelnen Prozeßgrößen und ihre Betriebsbereiche sind in Abb. 3 graphisch dargestellt.

Für den Primärbetriebsdruck ist ebenfalls die Fahrweise auf konstantem Niveau von 60 bar vorgesehen. Druckschwankungen als Folge von Änderungen in der Kühlmitteltemperaturverteilung werden durch eine Zu- bzw. Abspeisung von Primärkühlmittel vom Reingaslager über die Heliumreinigungsanlage ausgeglichen.

Die Speisewassertemperatur stellt sich entsprechend der Teillastcharakteristik der Niederdruckvorwärmung zwischen 140 °C bei 50 % Last und 170 °C bei Vollast ein.

Die Kaltgastemperatur ist abhängig von den Wärmeübertragungseigenschaften des Dampferzeugers und der thermischen Leistung des Reaktors. Sie stellt sich im oben beschriebenen Leistungsintervall, wie später noch gezeigt wird, zwischen 200 °C und 250

² 'Den Verlauf der Temperaturen, Drücke und Durchflüsse in der gesamten Anlage als Funktion der abgegebenen Leistung nennen wir das Programm.'

M.A. Schultz, *Steuerung und Regelung von Kernreaktoren und Kernkraftwerken*, (Stuttgart: Berliner Union Verlag, 1965), S. 276

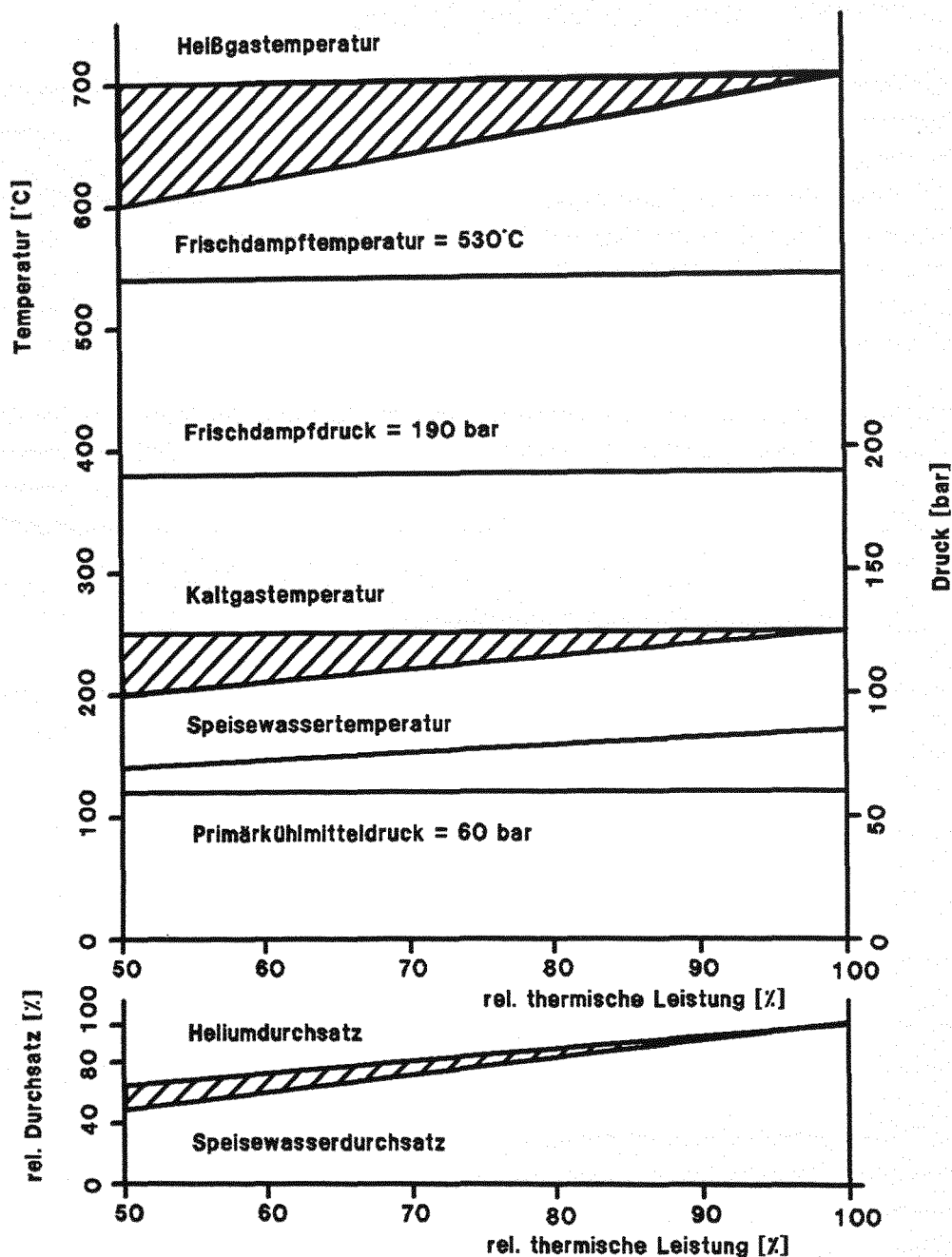


Abb. 3. Teilastdiagramm für den Betrieb zwischen 50 % und 100 % Nennleistung

°C ein. Der Speisewasserdurchsatz ist durch die Aufwärmspanne der Wasser-Dampf-Seite des Dampferzeugers (DE) und das geforderte Leistungsniveau bestimmt.

Der Verlauf des Heliumdurchsatzes wird vom Regelsystem gemäß der Forderung nach konstanter Frischdampf-temperatur über das Primärgebläse eingestellt.

Bei einem längerfristigen Teilastbetrieb ist die Absenkung des Heißgastemperatur-niveaus von 700 °C auf 600 °C bei 50 % Last vorgesehen. Um das Dampf-temperatur-niveau im letztgenannten Fall auf 530 °C zu halten, muß der Primärkühlmittel-

durchsatz gegenüber dem Betrieb bei 50 % Last und 700 °C erhöht werden. Durchsatz- und Temperaturbereiche in denen die Anlage bei abgesenkter Heißgastemperatur betrieben wird sind im Teillastdiagramm schraffiert dargestellt.

Ein Betrieb des Einzelmoduls im Leistungsbereich zwischen 20 % und 50 % Nennleistung ist ebenfalls möglich. In diesem Fall muß jedoch durch die Fahrweise vor einer Absenkung in diesen Bereich sichergestellt werden, daß die Xe-Vergiftung nicht zeitweise den maximalen Reaktivitätsvorhalt der Absorberstäbe überschreitet und damit den Reaktor unterkritisch werden läßt.

3.2 Reaktorschnellabschaltung

Die Reaktorschnellabschaltung (RESA) ist eine Schutzprozedur zum Abschalten der nuklearen Leistungsproduktion mit der gleichzeitigen Überführung der Anlage in einen gesicherten "stand-by Betrieb". Sie kann vom Operateur von Hand, als sogenannte "RESA von Hand", oder selbsttätig vom Reaktorschutzsystem ausgelöst werden.

Unabhängig von der Art des Auslösesignals besteht die RESA aus den drei immer gleichen Aktionen:

- Einfall der Reflektorstäbe,
- Abschalten des Primärkreislaufgebläses,
- Schließen der Speisewasser- und Frischdampfarmaturen am Dampferzeuger.

Zusätzlich erfolgt das Schließen der Gebläseklappe um bei einem Ausfall der Wärmeabfuhr über den Dampferzeuger das Gebläse vor erhöhten Temperaturbelastungen infolge rückströmenden heißen Heliums zu schützen.

Für die Störfallkategorie "Wassereinbruch in den Primärkreislauf" wird in Ergänzung zu den oben aufgeführten Maßnahmen eine Dampferzeugerentlastung zur Begrenzung der eindringenden Wassermenge durchgeführt, und bei einem "Druckverlust im Primärkreislauf" wird die Prozedur Primärkreisabschluß eingeleitet.

3.3 Nachwärmeabfuhr

Beim Modul unterscheidet man zwischen der betrieblichen Nachwärmeabfuhr (NWA) mittels des Hauptwärmeabfuhrsystems und der passiven Nachwärmeabfuhr über den Flächenkühler.

Während längerer Abschaltphasen wird die Anlage betrieblich über das Hauptwärmeübertragungssystem kaltgefahren. Dies geschieht auf der Primärseite mit dem Gebläse und dem Dampferzeuger und sekundärseitig mittels des Wasser-Dampfkreislaufs, bzw. im Wasserbetrieb über den An-/Abfahrkreislauf.

Direkt nach einer Reaktorschnellabschaltung wird auf eine aktive Kernkühlung vollständig verzichtet. Dies erleichtert das Wiederauffahren der Anlage bei einer schnellen

Beseitigung der Störung. Die während dieser "stand-by Phase" produzierte Nachwärmeleistung wird durch die core-interne Naturkonvektion sowie Wärmeleitung und -strahlung über den Seitenreflektor an die Druckbehälterwand transportiert und mittels des Flächenkühlers abgeführt. Längerfristig kommt es zu einer Temperaturumverteilung und einem langsamen Temperaturanstieg im Reaktor. Ist nach einer Stunde die Störung nicht behoben, ist ein erneutes Anfahren des Reaktors innerhalb der nächsten 24 Stunden aufgrund der steigenden Xenon-Konzentration nicht mehr möglich. Für diesen Fall wird die Anlage über das Hauptwärmeübertragungssystem kaltgefahren.

Im Falle der Nichtverfügbarkeit des Hauptwärmeabfuhrsystems übernimmt der redundant ausgelegte und im Wandbereich der Primärzelle angeordnete Flächenkühler die Abfuhr der Nachwärme. Der Transport der Nachzerfallswärme erfolgt ohne aktive Maßnahmen durch Wärmeleitung und -strahlung. Selbst bei einem unterstellten Ausfall dieses Kühlsystems kann die Nachwärme in den umgebenden Gebäudestrukturen der Betonzelle gespeichert werden. Die Brennelementtemperaturen bleiben auch hierbei weit unterhalb ihres Auslegungswertes von 1600 °C.

4.0 Konzept der Leit- und Regeltechnik

Die leittechnischen Einrichtungen umfassen alle elektrischen Geräte, Baugruppen und Systeme, die im Zusammenhang mit der Führung der Modul-Anlage die Aufgaben Messen, Überwachen, Steuern und Regeln erfüllen. In bezug auf die Analyse der Anlagendynamik sind bei den leittechnischen Einrichtungen Betriebssysteme, Begrenzungen, Schutzsysteme und die Störfallinstrumentierung zu unterscheiden.

Ich möchte hier in diesem Kapitel etwas näher auf die Details der Leittechnik eingehen, weil sie den zentralen Teil der von mir neu erstellten Programmodule des Gesamtanlagenmodells, nämlich die Anlagenregelung betreffen.

Die *betriebliche Leittechnik* dient dem ordnungsgemäßen Betrieb der Anlage und der Überwachung der Betriebszustände. Sie hat damit die Aufgabe, die verfahrenstechnischen Abläufe zur Strom- und Prozeßdampferzeugung durch nukleare Wärme so zu führen, daß die vorgegebenen Prozeßgrößen gemäß dem Teillastprogramm und die zeitlichen Abläufe für den bestimmungsmäßigen Betrieb eingehalten werden.

Die leittechnischen Einrichtungen der *Schutzsysteme* dienen der Verhinderung von unzulässigen Belastungen wichtiger Komponenten und Systeme und minimieren bei Störfällen die Auswirkungen auf die Umgebung.

Die leittechnischen Komponenten sind in entsprechenden Ebenen der Prozeßleitstruktur angeordnet. Diese Topologie der Prozeßleittechnik ist hier nicht Gegenstand der Betrachtung. Wichtig für die Analyse der *Anlagendynamik* ist die Darstellung der einzelnen Strukturelemente der Steuer- und Regeltechnik sowie der Schutzsysteme und deren logisch-physikalische Verknüpfung zu einer übergeordneten Prozeßführung. Die oben aufgeführten Einrichtungen werden somit im folgenden nur insoweit vorgestellt, wie dies zum Verständnis und zur Analyse der Gesamtanlagendynamik erforderlich ist und mit in die Modellbildung einfließt. Ihre interne schaltungstechnische Realisierung wird dagegen im Rahmen des Anlagenmodells nicht betrachtet.

4.1 Regelstruktur der HTR-2-Modul-Anlage

Die Regeleinrichtungen der HTR-2-Modul-Anlage gliedern sich in die drei Teilkomponenten:

- Blockregelung der Gesamtanlage,
- Leistungsregelung der Einzelmodule,
- Regeleinrichtungen der Dampfkraftanlagen.

Die Topologie der HTR-2-Modul Regelung ist in Abb. 4 wiedergegeben. Gleichzeitig wird die Verkopplung der Einzelkomponenten verdeutlicht.

Aufgabe der übergeordneten *Blockregelung* ist es, thermische Leistungssollwerte für die Einzelmodule zu bilden. Dies geschieht unter Berücksichtigung der Lastanforderungen

für die Gesamtanlage, der momentanen Produktion von Prozeßdampf und elektrischer Leistung sowie der Verfügbarkeit und den Begrenzungen der Einzelmodule.

Die errechneten Sollwerte des Blockregelsystems werden von den nachgeschalteten *Leistungsregelungen der Einzelmodule* weiter verarbeitet. Diese Regelsysteme übernehmen die Aufgabe, Lastwechsel entsprechend dem Fahrprogramm des Teillastdiagramms in einem optimalen Zeitrahmen bei minimaler Komponentenbelastung zu realisieren. Die beiden Halblastanlageanteile sind derart aufgebaut und entkoppelt, daß jedem nuklearen Dampferzeuger eine separate Leistungsregelung zugeordnet ist.

Die *Regeleinrichtungen der Dampfkraftanlage* haben die Aufgabe, die Komponenten des Sekundärkreises so zu führen, daß eine bestmögliche Wandlung des von den HTR-Modulen bereitgestellten Frischdampfes in elektrische Leistung und Prozeßdampf stattfindet. Dieses Regelsystem entspricht, ebenso wie der Sekundärkreis selber, einer konventionellen Ausführung, wie sie auch bei fossil befeuerten Anlagen Anwendung findet. Bezüglich der Entkoppelung der beiden Dampfkraftanlagenregelsysteme gilt ähnliches wie für die Leistungsregelkreise. Auch hier ist konzeptionell für jede Halblastanlage ein unabhängiges Regelsystem vorgesehen.

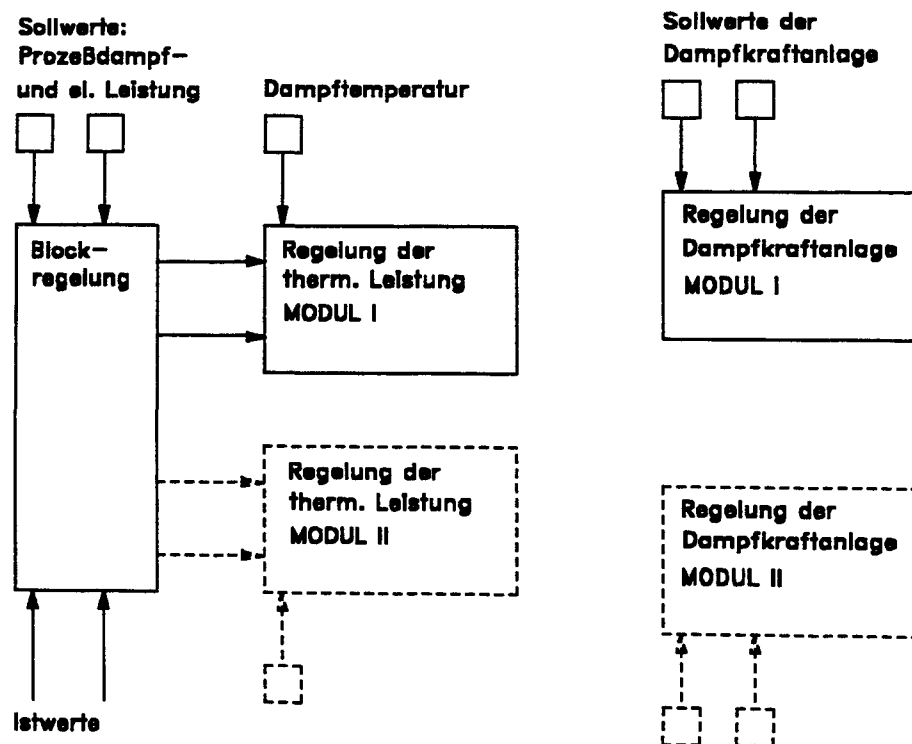


Abb. 4. Regelschema für einen HTR-2-Modul-Block: Dargestellt ist das übergeordnete Blockregelsystem und die für jede Halblastanlage separat vorhandenen Regelungen für die nuklearen Dampferzeuger und die Dampfkraftanlagen. Die Anlagenteile der zweiten Modulkomponente sind durch die Strichelung kenntlich gemacht.

Die Betrachtung der Regeldynamik der 2-Modul-Anlage kann sich also aufgrund der beiden separaten Halblastanlageanteile (bestehend aus je einem nuklearen Dampferzeuger-

gungssystem und einer Dampfkraftanlage) und den beiden unabhängigen Regelsystemen auf die Analyse der Einzelanlagen beschränken.

Die Regeldynamik der Einzelmodule wird in erster Linie von der Konzeption der Leistungsregelkreise bestimmt. Hierin sind alle Regelmechanismen angeordnet, die einen direkten Eingriff auf das Verhalten des Reaktors selber und der angeschlossenen Komponenten zur Leistungsauskopplung haben. Abb. 5 gibt die vereinfachte Struktur dieses Regelsystems wieder. Entgegen der Philosophie des Herstellers wurde der ursprünglich zur Dampfkraftanlagenregelung gehörige Frischdampfdruckregelkreis mit in die Leistungsregelung aufgenommen. Dies erschien sinnvoll, weil eine direkte Abhängigkeit von Turbinenventilstellung und Dampfdurchsatz und damit der thermischen Leistung besteht. Für die Simulation bedeutet dies, daß alle Ereignisse, welche hinter der Druckregelung auftreten, als Störgrößen auf die Druckregelung aufgefaßt werden können und somit als zeitabhängige Randbedingung der Rechnung vorgebar sind.

4.2 Beschreibung des Konzeptes für die Leistungsregelung

4.2.1 Allgemeines

Aufgabe eines Automationssystems zur Reaktor- und Leistungsregelung ist es, das Kraftwerk in die Lage zu versetzen, auf Lastanforderungen möglichst schnell zu reagieren. Dies muß unter Einhaltung bestimmter Randbedingungen erfolgen:

- Die Zustandsgrößen müssen bei einem Lastwechsel entsprechend dem Teillastfahrprogramm verstellt werden.
- Beim instationären Betrieb müssen unzulässige Belastungen der Komponenten vermieden werden.
- Bei Regelvorgängen muß ein ausreichender Abstand zu den Ansprech-kriterien des Reaktorschutzsystems (RSS) gewahrt sein. Regelschwingungen dürfen z.B. nicht zu einem Ansprechen des RSS und damit zu einer Reaktorschnellabschaltung führen.

Neben diesen allgemeinen Randbedingungen sind für die Konzeptgebung der Leistungsregelung die besonderen dynamischen Eigenschaften der HTR-Modul-Anlage³ bestimmend:

- gute selbstregelnde Eigenschaften des Reaktorkerns,
- großes Speichervermögen des Reaktorkerns,

³ Dies gilt mit Einschränkungen auch für andere HTR-Konzepte. Zu beachten ist jedoch, daß für Anlagen mit Zwischenüberhitzung, längeren Gaswegen oder einem Linersystem, welches es vor Druckschwankungen zu schützen gilt, nicht alle Punkte uneingeschränkt übernommen werden können. Hierin liegt auch begründet, daß für die in Deutschland entwickelten HTR-Anlagen kein einheitliches Regelkonzept existiert.

- relativ kleine Speicherkapazität des Wasser-Dampfsystems,
- nur geringe Transportverzögerungen auf der Heliumseite.

Aufgrund dieser Eigenschaften ist ein günstiges Lastfolgeverhalten der Modul-Anlage zu erwarten. Eine detaillierte Untersuchung hierzu wird in Kapitel 7 vorgenommen werden und das Gesagte im wesentlichen bestätigen.

Die Führungsgröße für den Einzelmodul ist der jeweilige von der Blockregelung errechnete thermische Leistungssollwert.

4.2.2 Regelkreise

Die Leistungsregelung des nuklearen Dampferzeugungssystems umfaßt vier Regelgrößen. Geregelt werden die thermische Modulleistung⁴, die Heißgastemperatur, die Frischdampf Temperatur und der Dampfdruck vor der Turbogruppe. In Tab. 3 ist die Zuordnung zwischen den Regelgrößen und den Stellgrößen entsprechend dem Regelschema in Abb. 5 wiedergegeben.

Regelgröße	Stellgröße
thermische Leistung	Öffnungsquerschnitt des Speisewasserregelventils
Heißgastemperatur	Einfahrtiefe der Reflektorstäbe
Frischdampf Temperatur	Drehzahl des Kühlgasgebläses
Frischdampfdruck	Öffnungsquerschnitt der Turbinenfahrventile

Tab. 3. Zuordnung zwischen den Regel- und Stellgrößen der Leistungsregelung

Unabhängig von diesen Leistungsregelkreisen wird der Primärkreisdruck über zwei getrennte Zweipunktregelungen mit oberem und unteren Grenzwert innerhalb der betrieblichen Grenzen gehalten. Die Zu- bzw. Abpeisung des Primärkühlmittels erfolgt vom Reingaslager aus über die Heliumreinigungsanlage.

Die Funktion der oben aufgeführten Regelkreise soll nun an Hand des Regelschaltbildes in Abb. 5 genauer aufgezeigt werden.

⁴ Anmerkung des Verfassers: Unter dem Begriff "thermische Leistung" wird vom Hersteller im Zusammenhang mit der Regelung des Moduls die an der Liefergrenze des Dampferzeugers abgegebene (thermische) Leistung verstanden. Die Bezeichnung "Leistungsregelung" beschreibt daher nicht, wie man vermuten würde, die Regelung der thermischen Reaktorleistung, sondern die vom Dampferzeuger abgegebene Leistung.

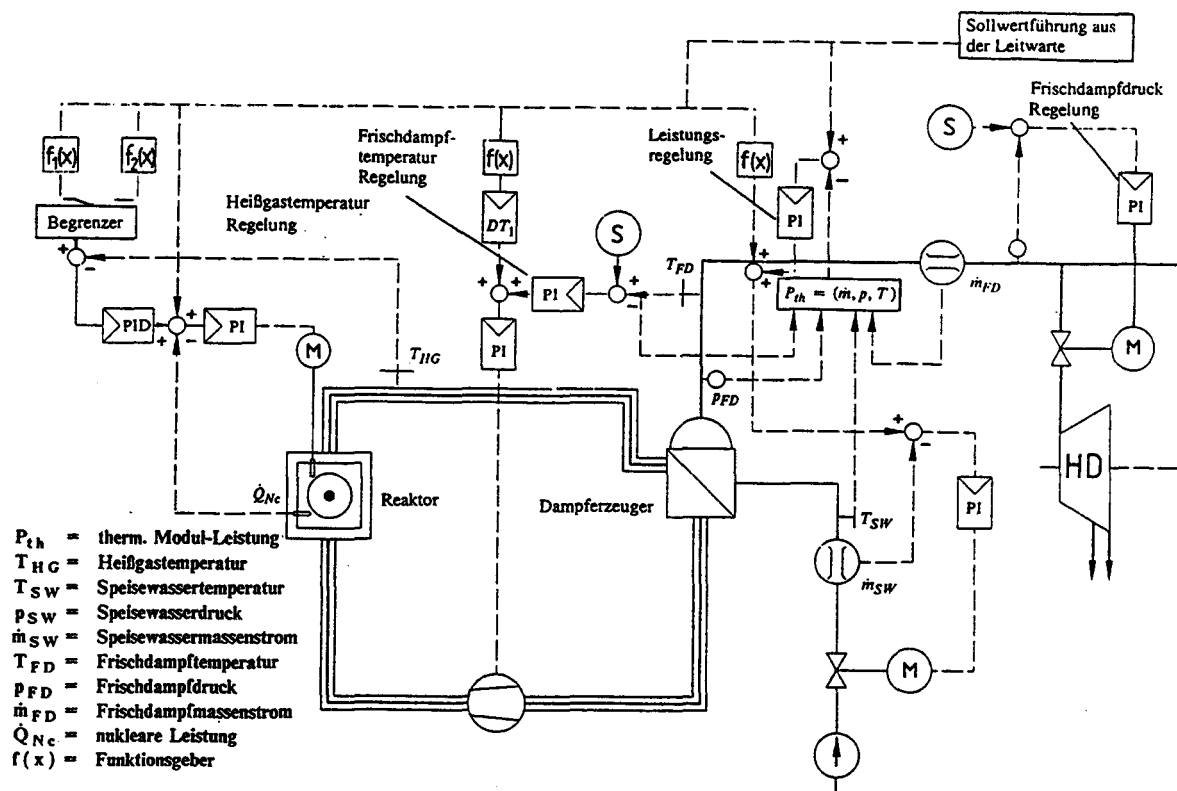


Abb. 5. Regelschema der thermischen Leistungsregelung eines Modul

Thermische Leistung

Die thermische Modulleistung wird auf der Sekundärseite über den Speisewasserdurchsatz eingestellt. Stellgröße ist der Öffnungsquerschnitt des Speisewasserregelventils. Mit der Differenzdruckregelung wird der Druckabfall Δp am Speisewasserventil konstant gehalten. Stellgröße dieses Kreises ist die Drehzahl der Speisepumpe. Entsprechend der Abbildung ist der Regelkreis kaskadiert ausgeführt, mit dem Speisewasserdurchsatz als Hilfsregelgröße. Zur Verbesserung des Führungsverhaltens erfolgt zusätzlich eine lastabhängige Vorsteuerung des Durchsatzes über den Funktionsgeber $f_4(x)$. Der thermische Leistungswert bestimmt sich aus den Massenströmen von Wasser und Frischdampf sowie den zugehörigen Temperaturen und Drücken.

Heißgastemperatur

Ebenso wie der therm. Leistungsregelkreis ist auch die Heißgastemperaturregelung als Kaskadenschaltung aufgebaut. Hilfsregelgröße ist der Neutronenfluß. Stellglieder sind die Reflektorstäbe. Die Sollwerte werden entsprechend den Vorgaben der Funktionsgeberbausteine $f_1(x)$ und $f_2(x)$ eingestellt. Mit $f_1(x)$ erfolgt die Vorgabe für kurzzeitige Wechsel auf Teillastniveau, während durch $f_2(x)$ ein längerfristiger Teillastbetrieb mit abgesenkter Heißgastemperatur eingeleitet wird. Der nachgeschaltete

Gradientenbegrenzer sorgt für einen moderaten Übergang auf das neue Temperaturniveau.

Frischdampf Temperatur

Die Frischdampf Temperatur wird über die Beheizung des Dampferzeugers auf der Primärseite geregelt. Stellgröße ist die Gebläsedrehzahl. Die Sollwertvorgabe erfolgt unabhängig vom übergeordneten Blockregelsystem. Die auch hier vorhandene Vorsteuerung dient bei konstantem Dampf Temperatursollwert einem verbesserten "Störverhalten".

Frischdampfdruck

Stellglied für den Frischdampfdruck sind die Düsengruppen der Hochdruckturbine. Dies entspricht dem Prinzip einer Vordruckregelung, bei welchem der Dampferzeuger den vom Durchsatzregler eingestellten Massenstrom \dot{m}_{FD} bei dem vom Vordruckregler vorgegebenen Druckniveau p_{FD} liefert. Auch hier ist die Sollwertvorgabe des Regelkreises unabhängig von der Blockregelung. Bezüglich des Druckniveaus arbeitet die Anlage im Festdruckbetrieb.

4.3 Reaktorschutzsystem

Für eine sicherheitstechnische Analyse des instationären Kraftwerksverhaltens erscheint es sinnvoll, zusätzlich zur Regelung des Gesamtsystems auch die Anregekriterien des Reaktorschutzsystems (RSS) und dessen Schutzmaßnahmen in die Betrachtungen einzubeziehen. Auf diese Weise wird die Möglichkeit geschaffen, Ereignisabläufe, die etwa zu einer Reaktorschnellabschaltung führen, nachzuvollziehen. Fehlfunktionen des RSS, wie sie durch den Ausfall einzelner Schutzmaßnahmen denkbar sind, werden einer Analyse zugänglich. Aus diesem Grund wird an dieser Stelle kurz auf die wichtigsten Auslegungsmerkmale dieser Komponente eingegangen. Eine Auflistung der überwachten Prozeßvariablen ist in Tab. 4 gegeben.

Aufgabe des Reaktorschutzsystems ist die Überwachung und Verarbeitung der wesentlichen Prozeßvariablen zur Erfassung von Betriebsstörungen und Störfällen und Maßnahmen zu ihrer Beherrschung zum Schutze der Anlage und der Umgebung.

Wesentliches sicherheitsrelevantes Auslegungsmerkmal ist die Zuordnung je eines eigenständigen RSS zu jedem Einzelmodul. Bei Störfällen wird nur der betroffene Modul abgeschaltet. Störfallabläufe, die sich auf beide Halblastanlagenteile auswirken, werden getrennt detektiert und verarbeitet.

Entsprechend den bekannten Störfallkategorien:

- Reaktivitätsstörfall
- Durchsatzstörfall im Primär- oder Sekundärkreis
- Druckverluststörfall im Primärkreis
- Heizrohrleckagen im Dampferzeuger

werden die in Tab. 4 aufgeführten Prozeßvariablen überwacht. Neben den Prozeßvariablen sind die Auslösekriterien, der Meßort und der vorgesehene Meßbereich in der Tabelle aufgeführt.

Um störfallbedingte Änderungen in den Prozeßvariablen eindeutig von betrieblichen Situationen unterscheiden zu können, werden zusätzlich zur Erfassung der Prozeßgrößen auch die zeitlichen Ableitungen des Neutronenflusses und der Drücke von Helium und Dampf zur Bildung der Auslösekriterien mit herangezogen.

Verknüpfungen der Variablen seien hier nicht betrachtet. Sie dienen dem sicheren Betrieb bei An- und Abfahrprozeduren, bei denen das eine oder andere RESA-Kriterium erfüllt wird, obwohl kein außerbetrieblicher Zustand vorliegt.

Werden bei einer oder mehreren Prozeßvariablen die zulässigen Grenzwerte überschritten, so wird vom Reaktorschutzsystem eine Reaktorschnellabschaltung entsprechend Kapitel 3.2 eingeleitet.

Prozeßvariable	Auslösekriterium	Meßort	Meßbereich
Neutronenfluß, Mittelbereich (*)	$\Phi_m \geq \Phi_{max}$ $T \leq 20 \text{ s}$	Führungsrohre in der Betonstruktur der Reaktorhalle	$5 \cdot 10^2 \text{ cm}^{-2}\text{s}^{-1}$ bis $5 \cdot 10^8 \text{ cm}^{-2}\text{s}^{-1}$
Neutronenfluß, Lei- stungsbereich	$\Phi_{korr} \geq 120 \%$ $-\Delta\Phi_{korr} \geq 20 \%/min$	Führungsrohre in der Betonstruktur der Reaktorhalle	$5 \cdot 10^6 \text{ cm}^{-2}\text{s}^{-1}$ bis $5 \cdot 10^8 \text{ cm}^{-2}\text{s}^{-1}$
Heißgastemperatur	$T_{HG} \geq 750 \text{ }^\circ\text{C}$	Heißgasraum vor dem Eintritt ins DE-Heiz- rohrbündel	0 – 850 °C
Kaltgastemperatur	$T_{KG} \geq 280 \text{ }^\circ\text{C}$	Kaltgasraum im DE-Druckbehälter	0 – 350 °C
Heliumdurchsatz	$\frac{\dot{m}_{HE}}{\dot{m}_{HE0}} : \frac{\dot{m}_{SW}}{\dot{m}_{SW0}} \geq 1,3$	Primärkreislauf- gebläse	0 – 100 kg/s
Speisewasser- durchsatz	$\frac{\dot{m}_{HE}}{\dot{m}_{HE0}} : \frac{\dot{m}_{SW}}{\dot{m}_{SW0}} \leq 0,75$	vor DE-Heiz- rohrbündel	0 – 100 kg/s
Primärkreisdruck	$-\Delta p_p \geq 0,18 \text{ bar/min}$	Kaltgasraum im DE-Druckbehälter	0 – 80 bar
Frischdampfdruck	$-\Delta p_{FD} \geq 8 \text{ bar/min}$	Frischdampfseite des DE	50 – 230 bar
Feuchte im Primär- kreis (*)	$F \geq 800 \text{ vpm}$	Bypass zum Pri- märkreislaufgebläse	100 – 1000 vpm

Tab. 4. Vom Reaktorschutzsystem überwachte Prozeßgrößen: Die mit einem (*) gekennzeichneten Prozeßvariablen *Neutronenfluß im Mittelbereich* und *Feuchte im Primärkreis* werden im Anlagenmodell nicht erfaßt. Der *Neutronenfluß im Leistungsbereich* wird durch die dem Fluß proportionale nukleare Leistung substituiert.

5.0 Ein mathematisch-physikalisches Modell für den HTR-Modul

Programmstruktur und Berechnungsablauf

Beim Erstellen des Konzeptes für das Gesamtanlagenmodell C.A.S.H. waren mehrere Randbedingungen zu berücksichtigen. Zum einen mußte das dynamische Verhalten der Einzelbaugruppen sowie physikalisch- und komponentenbedingte Rückwirkungen untereinander detailgenau erfaßt werden. Zum anderen sollten die gewählten Beschreibungsformen sicherheitstechnisch relevante Aussagen über die Komponentenbelastungen während einer Transiente gestatten. Die Berechnungsmethoden mußten zudem in der Lage sein, auch extreme Störfalltransienten numerisch stabil abzubilden. Die zuletzt genannte Randbedingung machte die Anwendung des für den THTR-300 erstellten Anlagenmodells ALAMO [3] unmöglich da dieses Simulationsmodell speziell zur Darstellung normalbetrieblicher Zustandsänderungen konzipiert war.

Für die Simulation der Wärmetransportvorgänge im Feststoff und der Thermofluidodynamik des Primärkreises fiel die Wahl auf das Programm THERMIX-DIREKT [4]. Hierbei handelt es sich um eine Weiterentwicklung des am Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik (ISR) entwickelten Rechenprogrammes THERMIX-KONVEK [3][5]. Die verwendete Version beschreibt die Fluidodynamik im Gegensatz zur Originalversion instationär und ist mit einem Punktkinetikprogramm für die Neutronik (KINEX [3][6]) gekoppelt. Der Wärmetauscher wird mit dem ebenfalls am ISR entwickelten Dampferzeugerprogramm SIKADE2 [7] dargestellt. Zur Beschreibung der Leit- und Regeltechnik sowie des Sekundärkreises waren neue Modelle abzuleiten und in entsprechende Programmcodes (REGEL, SEKU) umzusetzen.

Mit der Wahl der obengenannten Programme läßt sich die Struktur des rechnerischen Simulationsmodells gemäß den logischen Funktionsbereichen des abzubildenden Kraftwerks gliedern. Für die Modul-Anlage sind dies die vier Funktionsgruppen: Primärkreis, Dampferzeuger, Sekundärkreis und Kraftwerksregelung. Die Erfassung der Zustandsgrößen in diesen Komponenten kann gemäß der folgenden Zerlegung in Teilprozesse festgelegt werden:

- Primärkreis
 - nukleare Energieerzeugung und Wärmetransport im Brennelement
 - instationärer Wärmetransport in den (homogenisierten) Feststoffzonen des Cores und der Reaktordruckbehältereinbauten
 - konvektiver Wärmeübergang an das Primärkühlmittel
 - Fluidodynamik innerhalb der Kugelschüttung und in den Strukturen der RDB-Einbauten
- Dampferzeuger
 - Fluidodynamik für den Primärkanal
 - Wärmetransport in der Rohrwand

- Dynamik der Zweiphasenströmung im Sekundärkanal
- Kopplung der Fluidodynamik beider Strömungskanäle mit der Wärmeleitung der Wandung
- Sekundärkreis
 - Frischdampfleitung
 - Ventile und Armaturen
 - Turbosatz mit 2C-Regelstufe
 - Anzapfleitungen für Fernwärme
 - Speisewasservorwärmung und Speisepumpe
- Kraftwerksregelung
 - Abbildung der Regelkreisstrukturen
 - Darstellung der Nichtlinearitäten einzelner Strukturelemente
 - Einbindung peripherer Komponenten, wie Meßaufnehmer und Stellglieder in die Anlagensimulation
 - Anregekriterien und Schutzmaßnahmen des Reaktorschutzsystems.

Eine Übersicht über die Verschaltung der einzelnen Programmodule zum integrierten Gesamtanlagenmodell liefert die Abb. 6. Die Ansteuerung und Integration der Einzelprogramme geschieht von einem speziellen Programmodul aus, dem sogenannten Nukleus.

Eine transiente Rechnung beginnt mit der Initialisierungsphase, in welcher die benötigten Programmparameter und die Felder der stationären Anfangsbedingungen eingelesen werden. Je nach Anwendung erfolgt dies mittels eines Eingabekartensatzes und/oder über Restartdatensätze.

Nach dem Abschluß der Initialisierungsphase wird das Gesamtprogramm vom Nukleus in den Zeitschrittmodus umgeschaltet. Zu Beginn eines solchen Zeitschritts wird aus den nuklearen und thermischen Randbedingungen die aktuelle Reaktorleistung mit dem Programmteil KINEX bestimmt. Hervorzuheben ist an dieser Stelle, daß KINEX die in der Eingabe vorgegebene Anlagenzeitschrittweite zur genaueren Erfassung der Neutronen- und Xenodynamik in weitere Diskretisierungsintervalle unterteilt. Die vorausberechnete nukleare Leistung wird zeitlich integriert über eine als zweidimensionale Eingabematrix vorzugebende Leistungsdichteverteilungsfunktion an das Feststofftemperaturprogramm THERMIX übergeben. Die Kopplung mit dem Konvektionsmodell DIREKT (alias KONVEK) erfolgt mittels einer konvektiven Wärmequellen- und -Senkenverteilung. DIREKT errechnet daraufhin die Wärmeabfuhr aus dem Kern durch das Primärkühlmittel. Die aktuelle Reaktoreintrittstemperatur kann iterativ aus Dampferzeugerrechnungen bestimmt werden (s. Iteration [1] in Abb. 6). Der Dampferzeuger-Code SIKADE2 erhält dabei die augenblicklichen Heißgaszustände vom DIREKT-Modell.

Die sekundärseitige Bespeisung des Dampferzeugers wird ebenfalls im iterativen Wechselspiel mit dem Sekundärkreiscode SEKU realisiert. Gleiches gilt für die Abfuhr

des erzeugten Frischdampfes am heißen Ende des Dampferzeugers (Schleife [2] der Abb. 6).

Für die exakte Darstellung des Zeitverhaltens der gekoppelten und parallel ablaufenden Einzelprozesse müssen also Zustandsgrößen über die Bilanzgrenzen der Programmodule ausgetauscht und die Teillösungen untereinander iterativ zur Konvergenz gebracht werden.

Sind alle Programme durchlaufen, so wird ein neuer Rechenzeitschritt (entsprechend [3]) mit der Berechnung der aktuellen Reaktorleistung in KINEX gestartet. Nach Beendigung eines instationären Rechenlaufs besteht die Möglichkeit den Anlagenzustand auf Datensätzen zu konservieren. Soll die Rechnung zu einem späteren Zeitpunkt fortgesetzt werden so kann dieser Anlagenzustand erneut von diesen "Restartfeldern" anstelle des normalen Inputs als Startzustand eingelesen werden ([4]).

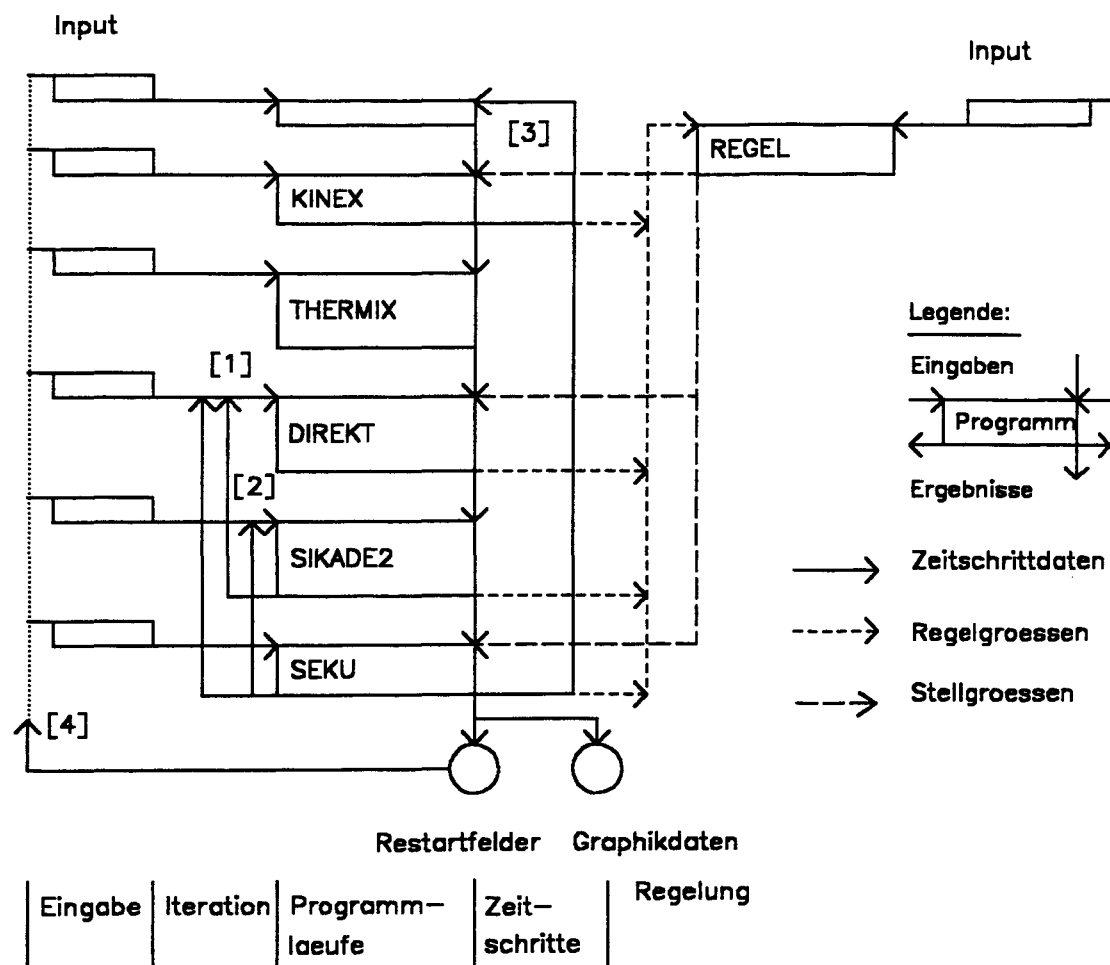


Abb. 6. Programmablaufdiagramm für C.A.S.H.

Eine Sonderstellung nimmt die Einbindung der Regelung in den instationären Berechnungsablauf ein. Die Eingriffe des Regelsystems werden innerhalb eines Zeitschrittes nur

einmal berechnet. Für die Programmodule erscheinen sie damit während einer Iteration als feststehende Randbedingung. Das Regelmodell selber "sieht" die Endergebnisse der Iterationen immer als Systemantwort auf die von ihm initiierten Aktionen zu Beginn des Zeitschrittes. Diese Vorgehensweise und die Modellierung der Regelalgorithmen als rekursive Filter bedeutet im Grunde nichts anderes, als daß das Zeitverhalten der Gesamtanlage durch das einer realen Abtastregelung abgebildet wird. Die Simulationsschrittweite ist somit äquivalent der Abtastzeit im realen Regelsystem und unterliegt, was die Wahl der Zeitschrittweiten betrifft, den selben Beschränkungen.

5.1 Primärkreislauf

Die Beschreibung des Primärkreislaufes umfaßt die oben genannten physikalischen Mechanismen innerhalb des RDB. Die Bilanzgrenze für die mit der Dampferzeugereinheit auszutauschenden Zustandsgrößen \dot{m}_{HEin} , \dot{m}_{HEaus} , T_{HG} , T_{KG} , p_{ein} , p_{aus} liegt geometrisch am Beginn des Verbindungsdruckbehälters. Ziel der Berechnung ist - neben der Gewinnung der für die Kraftwerkskreisläufe wesentlichen Zustandsgrößen - die detaillierte Darstellung der raum- und zeitabhängigen Wärmeerzeugungs- und Transportmechanismen innerhalb der Reaktorstruktur zur Bewertung ihrer thermischen Belastung sowie der Analyse des Reaktivitätsverhaltens des Reaktorcores. Wesentlich ist hierbei die Kopplung zwischen nuklearer Leistungserzeugung und den Wärmetransportmechanismen innerhalb der Kugelschüttung.

Bei der Simulation wird von den folgenden Modellvorstellungen ausgegangen:

- die Beschreibung von Feststoff- und Fluidzuständen erfolgt in separaten Modellen. Eine Kopplung von Feststoff und Gasphase erfolgt über konvektive Wärmequellichten. Wärmeleitung im Fluid und Wärmestrahlung werden bei der Berechnung einer effektiven Wärmeleitfähigkeit berücksichtigt.

- Die Beschreibung von Zustandsänderungen im Feststoff unterscheidet homogene und heterogene Teilbereiche.

Homogenisierte Feststoffgebiete: Innerhalb eines raumdiskreten Teilvolumens werden alle Zustandsgrößen als Mittelwerte verstanden. Die Berechnung der in der Regel temperaturabhängigen Stoffwerte geschieht ebenfalls für ein Teilvolumen.

Heterogene Feststoffgebiete: In der Kugelschüttung kann aufgrund des Temperaturprofils im Brennelement nicht mit volumengemittelten Werten gerechnet werden. Materialeigenschaften und Temperaturverteilungen werden daher für ein repräsentatives BE des Kontrollvolumens bestimmt.

- Die Gasphase wird unter der Modellvorstellung einer Strömung durch ein poröses Volumen beschrieben. Innerhalb eines Teilvolumens werden homogenisierte Eigenschaften angenommen.

- Die Berechnung der produzierten Gesamtwärmeleistung geht von einer konstanten Leistungsverteilungsfunktion für das Core aus. Die Verteilungsfunktion bleibt während einer Rechnung konstant. Sie ist Eingabegröße des Anlagenprogramms und muß im voraus mit entsprechenden nuklearen Codes (V.S.O.P. [8]) aus dem Abbrandzustand der im Kontrollvolumen befindlichen Brennelemente [9] berechnet werden. Auf Ihrer Grundlage erfolgt im Anlagenmodell die Berechnung der nuklearen Leistungsproduktion während des Leistungsbetriebs instationär aus dem aktuellen Reaktivitätszustand des Reaktors und nach einer Abschaltung aus der Verfolgung von Pseudospaltprodukten mit experimentell ermittelten Zerfallskonstanten [6].

5.1.1 Feststofftemperaturen in den Reaktordruckbehältereinbauten

Die Berechnung der Feststofftemperaturverteilung erfolgt mit dem Programmsystem THERMIX [5]. Der Wärmetransport innerhalb der Reaktorstruktur wird durch Lösen der instationären Wärmeleitungsgleichung abgebildet. Zur Darstellung der räumlichen Abhängigkeit der Temperaturverteilung wird die 3-dimensionale Reaktorstruktur auf ein 2-dimensionales Rechengitter in Zylinderkoordinaten abgebildet. Zur Darstellung der unterschiedlichen Materialeigenschaften der Einbauten wird das Rechengitter mit einer Anzahl von Kompositionen belegt. Eine Komposition beschreibt hierbei Bereiche gleicher Materialzusammensetzung.

Die Lösung der instationären Wärmeleitungsgleichung unterscheidet die Strukturbereiche in homogene Feststoffzonen und die heterogene Kugelschüttung.

In den als *homogen* betrachteten Lösungsgebieten ist die Modellgleichung für die Temperatur 2-dimensional in Abhängigkeit von den radialen und axialen Koordinaten r und z in der Form

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} dV = d\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial (\ln r)}\right) 2\pi dz + d\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z}\right) 2\pi r dr + (\dot{q}'''_N + \dot{q}'''_K) 2\pi r dr dz \quad [5.2.1.1]$$

zu lösen. Wobei T die Temperatur, ρc die volumetrische Wärmekapazität des homogenisierten Feststoffs, λ die effektive Wärmeleitfähigkeit und $\dot{q}'''_N, \dot{q}'''_K$ die nukleare, bzw. konvektive Wärmequellendichte sind. Stoffwerte gelten als konstant innerhalb eines Maschenvolumens, die berechneten Lösungen als volumengemittelt.

An den Rändern der Lösungsgebiete sind programmintern die Vorgaben

- adiabate Randbedingung, d.h. kein Wärmetransport über die Bilanzgrenze
- Temperaturrandbedingung, Kopplung an die Temperaturen der Nachbarmaschen über vorzugebende Wärmeübergangskoeffizienten

möglich.

Für die als *heterogen* anzusehende Kugelschüttung ist die Wärmeleitung im Inneren der Brennelementkugel 1-dimensional kugelsymmetrisch angesetzt. Die Modellgleichung zur Bestimmung der Temperaturgradienten in einer BE-Kugel lautet in den Kugelkoordinaten R, θ, ϕ :

$$\rho c \frac{\partial T}{\partial t} dV = 4\pi \lambda d\left(R^2 \frac{\partial T}{\partial R}\right) + \dot{q}'''_N dV \quad [5.2.1.2]$$

wobei für Kugelsymmetrie

$$\frac{\partial T}{\partial \phi} = \frac{\partial T}{\partial \theta} = 0$$

gilt, mit den notwendigen Randbedingungen:

$$R = 0 : \quad \frac{\partial T}{\partial R} = 0$$

$$R = R_a : \quad 4 \pi \lambda R_a^2 \frac{\partial T}{\partial R} = \dot{Q}_l + \dot{Q}_k$$

Dabei ist R_a der Kugelradius, \dot{Q}_l die an der Oberfläche der Brennelemente durch Wärmeleitung transportierte Leistung und \dot{Q}_k der mit dem Gas ausgetauschte konvektive Wärmestrom. Innerhalb einer Masche der Kugelschüttung gilt wieder der homogene Ansatz, so daß die Wärmeleistung

$$\dot{Q}_l = \dot{q}_l''' \frac{V_B}{1 - \varepsilon} \quad [5.2.1.3]$$

über den makroskopischen Wärmetransport

$$dV \dot{q}_l''' = d \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial (\ln r)} \right) 2 \pi dz + d \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) 2 \pi r dr \quad [5.2.1.4]$$

bestimmt wird. V_B ist das Volumen des BE und ε der Lückengrad der Kugelschüttung.

Die numerische Lösung der Modellgleichungen erfolgt innerhalb des Maschengitters mit der Methode der Finiten Differenzen. Eine ausführliche Beschreibung der räumlichen und zeitlichen Diskretisierung geben [3][5].

5.1.2 Reaktorkinetik

Die Modellierung der Neutronendynamik geschieht im Programmteil KINEX [3][6]. Unter der vereinfachenden Annahme einer zeitlichen Konstanz der Leistungsverteilungsfunktion wird der Reaktor durch die punktkinetischen Gleichungen unter Einbeziehung von sechs Gruppen verzögerter Neutronen beschrieben. Wesentlich bei der Berechnung der Gesamtwärmeproduktion ist, daß neben der aktuellen Spaltleistung auch der durch verzögerten Zerfall freiwerdende Anteil der Spaltprodukte berücksichtigt wird.

Die zeitliche Änderung der Spaltleistung ist wie folgt beschrieben:

$$\frac{dP}{dt} = \frac{\beta}{\Lambda} \left[(\rho - 1)P + \sum_{i=1}^6 \lambda_i C_i + Q \right] \quad [5.2.2.1]$$

$$\frac{dC_i}{dt} = -\lambda_i C_i + \frac{\beta_i}{\beta_{eff}} P \quad [5.2.2.2]$$

P ist die Spaltleistung, Λ die Lebensdauer der prompten Neutronen, r die zeitabhängige Reaktivität (in $\$$), $\beta_i / \beta_{\text{eff}}$ die Anteile der verzögerten Neutronen pro erzeugtem Neutron, λ_i die Zerfallskonstanten der Mutterkerne der verzögerten Neutronen, C_i der Mutterkernkonzentrationssterm und Q ein externer Neutronenquellterm.

Der Zeitverlauf der Nachwärmeproduktion ist im Programm durch die explizite Verfolgung von drei Pseudospaltprodukten dargestellt:

$$\frac{dP_{\text{NW}i}}{dt} = -\mu_i P_{\text{NW}i} + \mu_i v_i P \quad [5.2.2.3]$$

Die Aufbau- und Zerfallparameter μ_i und v_i sind einer experimentellen Nachwärmekurve angepaßt und zeigen eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Daten bei Simulationszeiträumen von bis zu einem Tag [6]. Eine Auflistung der verwendeten Parameter sowie eine Gegenüberstellung der berechneten Änderung der Nachzerfallswärme bei prompten Abschalten aus dem Gleichgewichtszustand mit experimentell ermittelten Daten findet sich in Anhang A.3.

Die auf den Anfangswert bezogene Gesamtwärmeleistung ergibt sich daraus zu:

$$P_{\text{ges}} = \frac{P + \sum_{i=1}^3 P_{\text{NW}i}}{P_0 + \sum_{i=1}^3 P_{\text{NW}i0}} \quad [5.2.2.4]$$

Einflüsse auf die nukleare Leistungserzeugung durch Änderungen von Temperaturen und Spaltproduktkonzentrationen sind über entsprechende Reaktivitätskoeffizienten dargestellt. Um die Material- und Ortsabhängigkeit der Feedbackeigenschaften zu berücksichtigen, kann der Corebereich in maximal zehn axiale Zonen i geteilt werden. Das Reaktivitätsfeedback wird somit durch lokale, innerhalb einer Zone konstante, Feedback-Koeffizienten für die Temperaturen und die Xenon-Konzentration ermittelt [6].

An zeitabhängigen Spaltprodukten wird nur das Xe-135 berücksichtigt. Zur Berechnung der Xe-Effekte verwendet das Modell die Annahmen:

- Wirkungsquerschnitte sind zeitunabhängig und innerhalb einer Reaktorzone konstant
- $\frac{\phi_i(t)}{\phi_i(0)} = \frac{P(t)}{P(0)}$ für jede Reaktorzone

wobei ϕ der Eingruppen-Neutronenfluß ist.

Mit diesen Vereinfachungen und einer Normierung auf die Anfangszustände werden Aufbau- und Zerfall von Jod und Xe näherungsweise berechnet:

$$\dot{\hat{J}}^i = \lambda_J (\hat{P} - \hat{J}^i) \quad [5.2.2.5]$$

$$\hat{X}e^i = (\lambda_{Xe} + \sigma_{Xe}^i \phi_0^i) \hat{J}^i - (\lambda_{Xe} + \sigma_{Xe}^i \phi_0^i \hat{P}) \hat{X}e^i \quad [5.2.2.6]$$

Dabei sind:

$$\hat{J}^i = \frac{J^i}{J_0^i}; \quad \hat{X}e^i = \frac{Xe^i}{Xe_0^i}; \quad \hat{P} = \frac{P}{P_0} \quad [5.2.2.7, 5.2.2.8, 5.2.2.9]$$

mit

$$J_0^i = \frac{Y_J \sum_f \phi_0^i}{\lambda_J}; \quad Xe_0^i = \frac{Y_J \sum_f \phi_0^i}{\lambda_{Xe} + \sigma_{Xe}^i \phi_0^i} \quad [5.2.2.10, 5.2.2.11]$$

Hierbei ist J , Xe die Jod- bzw. Xenonkonzentration, λ_J , λ_{Xe} die Zerfallskonstanten, σ_{Xe} der Eingruppen-Xe-Absorptionquerschnitt, Σ_f der makroskopische Spalt-Wirkungsquerschnitt und Y_J der Jod-Yield pro Spaltung. Die zonenabhängigen Produkte $\sigma_{Xe}^i \phi_0^i$ sind aus stationären Rechnungen (mit den üblichen Neutronen-Diffusionsprogrammen) zu bestimmen. Die Xe-Konzentrationen fließen in die Berechnung des Reaktivitätsfeedbacks ein. KINEX berücksichtigt das Xe-Feedback in zweifacher Weise:

- Veränderung der Neutronenabsorption aufgrund der geänderten Xe-Konzentration,
- die Xe-Konzentrationsänderung beeinflusst das Neutronenspektrum und damit den Moderatortemperaturkoeffizienten.

Während des instationären Leistungsbetriebs werden die Rückwirkungen des Cores auf die Reaktivität über Moderator-, Reflektor- und Brennstofftemperaturkoeffizienten und Xe-Konzentrations-Koeffizienten beschrieben. Für den geregelten Reaktor wird der durch die Steuer- und Abschalteteile eingebrachte Reaktivitätsbeitrag durch ein gesondertes ρ_{St} berücksichtigt. Die in Gl. 5.2.2.1 einzusetzende Reaktivität setzt sich damit wie folgt zusammen:

$$\rho = \rho_{St} + \rho_{Xe} + \rho_B + \rho_M + \rho_R \quad [5.2.2.12]$$

wobei ρ_B , ρ_M , ρ_R die Beiträge des Temperatur-Feedbacks von Brennstoff, Moderator und Reflektor, ρ_{Xe} der Anteil der oben beschriebenen Xenoneffekte und ρ_{St} die Stabreaktivität beschreiben.

Für die Einzelbeiträge werden folgende Ansätze benutzt:

$$\rho_{St} = \rho_{St}(l_x) \quad [5.2.2.13]$$

$$\rho_{Xe} = \sum_i^{N_C} \Gamma_i^{Xe} (\hat{X}e^i - \hat{X}e_0^i) \quad [5.2.2.14]$$

$$\rho_B = \sum_i^{N_C} \left[\Gamma_{i0}^B (T_{Bi} - T_{Bi}^0) + \Gamma_{i1}^B \ln \frac{T_{Bi}}{T_{Bi}^0} - \Gamma_{i2}^B \left(\frac{1}{T_{Bi}} - \frac{1}{T_{Bi}^0} \right) \right] \quad [5.2.2.15]$$

$$\rho_M = \sum_i^{N_C} \Gamma_i^M (T_{Mi} - T_{Mi}^0) \quad [5.2.2.16]$$

$$\rho_R = \sum_i^{N_R} \Gamma_i^R (T_{Ri} - T_{Ri}^0) \quad [5.2.2.17]$$

Dabei sind l_x die Einfahrtiefe der Stabgruppe, T_B , T_M , T_R die (zonengemittelten) Temperaturen von Brennstoff, Moderator und Reflektor, N_C die Anzahl der Core- und N_R die der Reflektorzonen.

Die Feedbackkoeffizienten Γ_i^M , Γ_i^R werden durch quadratische Polynome der Form

$$\begin{aligned} \Gamma_i^M = & \Gamma_{i0}^M + \Gamma_{i1}^M (T_{Mi} - T_{Mi}^0) + \Gamma_{i2}^M (T_{Mi} - T_{Mi}^0)^2 \\ & + \Gamma_{i3}^M (\hat{X}e^i - 1) + \Gamma_{i4}^M (\hat{X}e^i - 1)^2 \end{aligned} \quad [5.2.2.18]$$

$$\Gamma_i^R = \Gamma_{i0}^R + \Gamma_{i1}^R (T_{Ri} - T_{Ri}^0) + \Gamma_{i2}^R (T_{Ri} - T_{Ri}^0)^2 \quad [5.2.2.19]$$

beschrieben.

Der Betrag des Brennstofftemperaturkoeffizienten ist aufgrund der Verbreiterung des Resonanzintegrals von U-238 bei steigender Temperatur streng monoton fallend. Für die KINEX-Version des Anlagenmodells wird daher ein hyperbolischer Ansatz [10] gemäß Gleichung 5.2.2.15 anstelle der ursprünglichen Polynomnäherung verwendet. Ein Vergleich von Polynom- und hyperbolischer Näherung mit den globalen Brennstofftemperaturkoeffizienten zeigt Abb. 7. Für hohe Störfalltemperaturen ist erkennbar, daß der Reaktivitätsbeitrag beim Polynomansatz überschätzt wird.

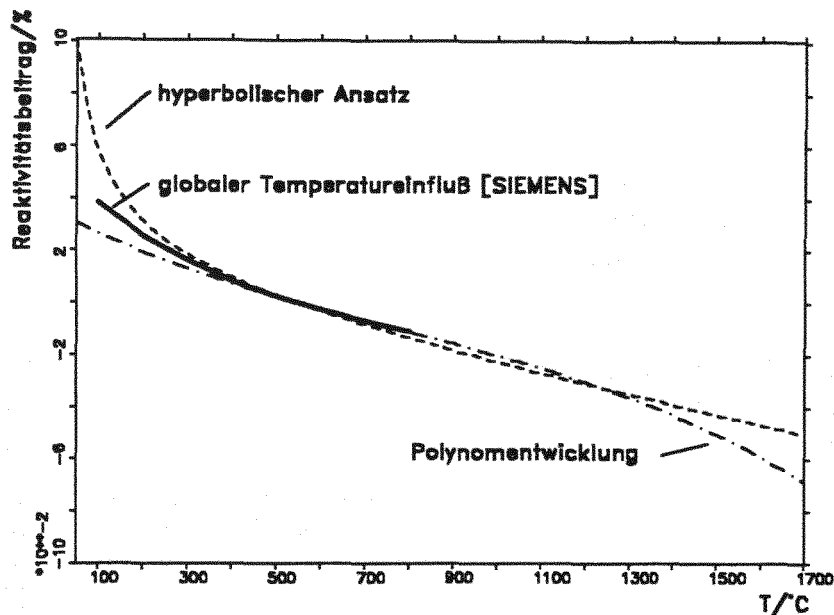


Abb. 7. Vergleich von Polynom- und hyperbolischer Näherung mit dem globalen Brennstofftemperatureinfluß

Die Koeffizienten der Gleichungen 5.2.2.14 bis 5.2.2.17 sind Eingabeparameter des Programmmoduls. Ihre Gewinnung ist eines der Hauptprobleme bei der Verwendung dieses Neutronikmodells. Zum Teil müssen die Koeffizienten aus anderen (statischen) Rechnungen gewonnen werden.

Die Stabwirksamkeit $\rho_{st}(l_x)$ wird als Funktion der Einfahrtiefe l_x aus einer 3-dimensionalen Wirksamkeitsberechnung bestimmt und ist in Form einer S-Kurve im Programm implementiert. Die zeitlich veränderliche Einfahrtiefe $l_x(t)$ wird vom Regelmodell errechnet. Einflußgrößen dieser Rechnung sind die Reaktorzustandsgrößen nukleare Leistung P und die Heißgastemperatur T_{HG} , der Status des Regelsystems und des Stabantriebes sowie das vorgegebene Reaktorfahrprogramm.

5.1.3 Thermofluiddynamik

Die Modellierung des konvektiven Wärmeübergangs im Reaktor an das Primärkühlmittel Helium und der damit verbundenen Massenstrom-, Druck- und Gastemperaturverteilungen erfolgt mit dem Thermohydraulikcode DIREKT [4]. Als Weiterentwicklung des quasistationären Programms KONVEK [3] löst DIREKT die Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie instationär. Mit dieser Erweiterung erlaubt das Modell sowohl die Beschreibung normalbetrieblicher Transienten als auch die extrem schneller Störfallabläufe.

Die räumliche Diskretisierung in zweidimensionaler Zylindergeometrie erfolgt äquivalent zur Feststoffrechnung in THERMIX über ein mit spezifischen hydraulischen Kenndaten belegtes Maschengitter. Als Lösungsgebiete werden die durchströmten Bereiche Kugelschüttung, Boden- Decken- und Seitenreflektoren sowie die angrenzenden

Hohlräume erfaßt. Maschen mit gleichen hydraulischen Eigenschaften werden zu Kompositionen zusammengefaßt. Innerhalb des Lösungsraumes werden für diese Kompositionsarten vier Strömungsformen deklariert:

- zweidimensional durchströmte Kugelschüttung,
- eindimensional durchströmte Stromröhren,
- zweidimensional durchströmte Hohlräume,
- undurchströmte Bereiche, d.h. Feststoffbereiche des THERMIX-Gitters.

Der Modellansatz ist im wesentlichen beschrieben über die Erhaltungssätze für Masse (Kontinuitätsgleichung), Impuls (Bewegungsgleichung) und Energie in Verbindung mit der Zustandsgleichung für ideale Gase⁵.

Massenerhaltung:

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} = \text{div}(\rho \vec{v}) - \phi \quad [5.2.3.1]$$

Impulserhaltung:

$$\partial \frac{(\rho \vec{v})}{\partial t} = -\text{grad } p - W \rho \vec{v} + \rho \vec{g} \quad [5.2.3.2]$$

Wobei ρ die Dichte und \vec{v} die Strömungsgeschwindigkeit des Fluids, ϕ die Massenquellichte, W der Strömungswiderstand und \vec{g} die Erdbeschleunigung ist.

Energieerhaltung:

$$\begin{aligned} c_p \frac{\partial}{\partial t} (\rho T_{Fl}) &= \text{div}(\lambda \text{grad } T_{Fl}) + \alpha F_v (T_{Fest} - T_{Fl}) \\ &+ c_p \text{div}(T_{Fl} \rho \vec{v}) + c_p \phi T_{FlQ} \end{aligned} \quad [5.2.3.3]$$

c_p ist die spezifische Wärmekapazität des Kühlgases, T_{Fl} , T_{Fest} und T_{FlQ} die Fluid- und Feststoffoberflächentemperatur sowie die Temperatur der Massenstromquelle, $F_v = F/V$ die wärmetauschende Oberfläche des Feststoffs pro Volumen einer Masche und α der Wärmeübergangskoeffizient.

Die Dichte $\rho(p, T)$ ist eine Funktion vom Druck p und der Temperatur T . Mit der Zustandsgleichung für ideale Gase

⁵ Das Programm bietet ergänzend die Möglichkeit, die Dichte ρ durch die allgemeine Zustandsgleichung zu beschreiben. Auf diese Weise ist es möglich "reale Gase" oder auch Flüssigkeiten korrekt zu erfassen. Bei dieser Rechenvariante (mit der allg. Zustandsgleichung) muß jedoch die zeitliche Ableitung der Dichte für das entsprechende Fluid explizit angegeben werden. In der verwendeten Programmversion sind die zeitlichen Ableitungen für die Stoffe Helium, Luft, Stickstoff und Kohlendioxid als Bibliotheksfunktionen bereits abrufbar.

$$\rho = \frac{p}{(R T)} \quad [5.2.3.4]$$

wird die zeitliche Änderung der Dichte beschrieben durch:

$$\frac{d\rho}{dt} = \left(\frac{p}{R T^2} \right) \frac{dT}{dt} + \left(\frac{1}{R T} \right) \frac{dp}{dt} \quad [5.2.3.5]$$

Das Berechnungsschema sieht vereinfacht so aus, daß mit einer Kombination aus Kontinuitäts- und Bewegungsgleichung die Druck- und Massenstromverteilungen im Maschengitter berechnet werden. Anschließend werden über die Lösung der Energiegleichung die Gastemperaturen bestimmt. Lokale Randbedingungen sind jetzt die errechneten Druck- und Massenstromfelder sowie die Feststofftemperaturen der letzten THERMIX-Rechnung. Dieser Berechnungszyklus wird solange iteriert, bis die lokalen und globalen Randbedingungen erfüllt sind.

Die Rückkopplung der Gasphase auf die Feststoffmodellierung erfolgt über die konvektiven Wärmequellichten \dot{q}'''_K . Die auf das Bilanzmaschenvolumen V bezogene Wärmequellichte ergibt sich aus der Differenz zwischen Feststoff- und Fluidtemperatur, der Wärmeübergangszahl α und der am Wärmeaustausch beteiligten Fläche F zu:

$$\dot{q}'''_K = \alpha \frac{F}{V} (T_{\text{Fest}} - T_{\text{Fl}}) \quad [5.2.3.6]$$

Die Lösung der Modellgleichungen erfolgt innerhalb des Modellgitters mit Hilfe der finiten Differenzen [4].

5.2 Dampferzeuger

Zur Beschreibung der instationären Vorgänge im Dampferzeuger der Modul-Anlage findet das Computerprogramm SIKADE2 [7] Anwendung. SIKADE2 ist speziell für die Beschreibung der Dynamik von gasbeheizten DE am ISR entwickelt worden. Charakteristisch für SIKADE2 ist die fortgeschrittene Modellierung der Zweiphasenströmung. Im Bereich des unterkühlten Siedens werden Abweichungen vom thermodynamischen Gleichgewicht erfaßt.

Die numerischen Verfahren sind so ausgelegt, daß sowohl schnelle Transienten und extreme Schiefasten, wie sie nur unter Störfallbedingungen auftreten, wie auch quasistationäre Betriebszustände über einen längeren Simulationszeitraum stabil abgebildet werden.

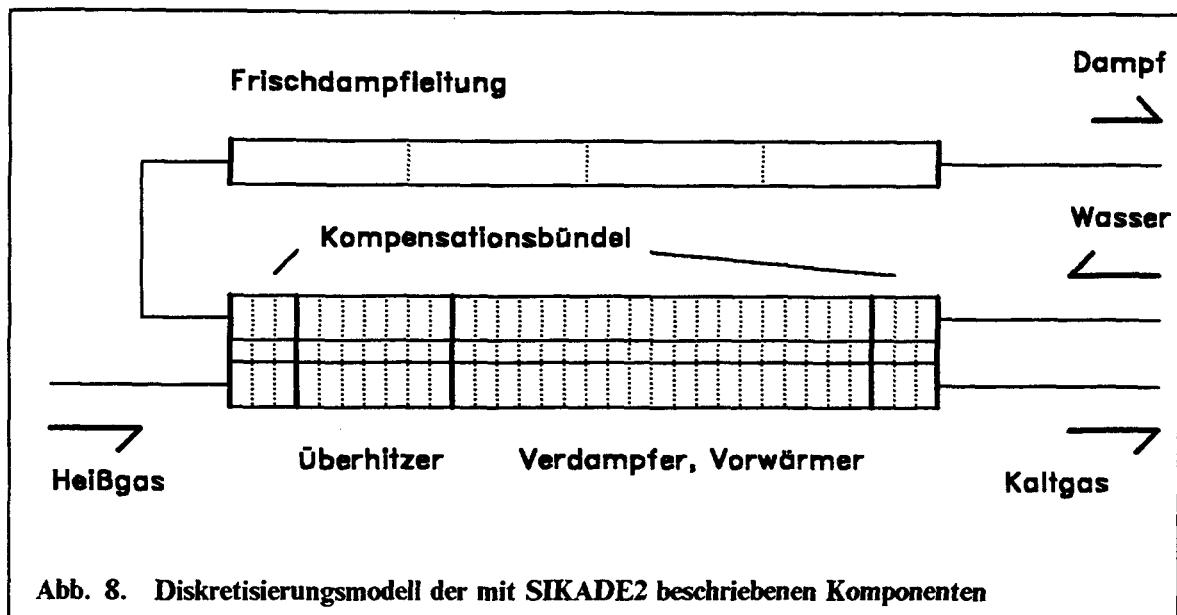
In den folgenden Ausführungen sei die Heliumseite des DE-Rohrbündels mit Primärkanal und die Wasserseite mit Sekundärkanal bezeichnet. Für beide Kanäle ist im Verlauf einer Transiente Stagnation und für die Sekundärseite zusätzlich Stömungsumkehr zugelassen.

Bei der Umsetzung eines DE-Konzeptes auf die numerische Simulation geht SIKADE2 von den folgenden Vorstellungen aus:

- Die raumdiskrete Abbildung ist derart realisiert, daß der Dampferzeuger als eine Folge von strömungsmäßig aufeinander folgenden Sektionen aufgefaßt wird. Zur Modellierung der Funktionsbereiche innerhalb des Dampferzeugers, wie Kompensationsbündel, Vorwärmer, Verdampfer und Überhitzer, können für jede Sektion spezifische Geometrien und Materialdaten vorgegeben werden.
- Im Sekundärkanal wird das Rohrbündel als Gesamtheit von identischen parallel durchströmten Einzelquerschnitten aufgefaßt. Dieser Modellansatz impliziert somit eine für alle Rohre gleichmäßige Beheizung.
- Im Primärkanal können die Rohre parallel oder quer zum Gasstrom angeordnet werden.
- Primär- und Sekundärkanal sind für jede Sektion über die Wärmeleitung in der Rohrwand gekoppelt. Das Programm bietet hier auch die Möglichkeit, über eine Eingabespezifikation die Kanäle beliebiger Sektionen thermisch zu entkoppeln.

Mit der vorliegenden Programmversion lassen sich sowohl Gleichstrom- wie Gegenstromdampferzeuger simulieren. Beim jetzigen Entwicklungsstand besteht jedoch nicht die Möglichkeit, für einzelne Sektionen die Strömungsrichtung über separate Randbedingungen zu verändern, wie dies für die Abbildung eines Dampferzeugers mit zusätzlicher Gleichstrom-Zwischenüberhitzung erforderlich wäre. Für die Simulation des HTR-Modul Dampferzeugers wird dies jedoch nicht benötigt.

Die Abb. 8 zeigt vereinfacht das Modellierungsschema, wie es für den HTR-Modul-Dampferzeuger Anwendung findet.



Bei der Darstellung der Kompensationsrohrbündel und der Frischdampfleitung wird von der oben beschriebenen thermischen Entkopplung Gebrauch gemacht. Zusätzlich wird für die Frischdampfleitung auf der Heliumseite kein Druckverlust berechnet. In der Modellvorstellung kann dieser Bereich damit als nicht vom Primärkühlmittel durchflossen angesehen werden. Die Abschnitte Vorwärmer, Verdampfer und Überhitzer sind durch entsprechende Geometrie- und Materialdaten spezifiziert.

Dem Programm liegt ein mathematisches Modell zugrunde, welches die Fluidynamik von Primär- und Sekundärkanal räumlich eindimensional beschreibt. Die Zustandsgrößen in den Fluidkanälen sind damit als Mittelwerte über das Maschenvolumen zu verstehen. Für das Zweiphasenmodell verwendet SIKADE2 ein System von vier partiellen Differentialgleichungen, welches aus je einer Mischungsgleichung beider Phasen für Masse, Impuls und Energie sowie der Kontinuitätsgleichung für die Dampfphase besteht. Das System der Erhaltungsgleichungen erhält damit die Form:

Mischungsgleichung für den Massenerhalt der Zweiphasenströmung

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \frac{\partial m}{\partial z} = 0, \quad [5.3.1]$$

wobei m die über den Querschnitt gemittelte Gesamtmassenstromdichte und

$$\rho = \rho_w (1 - \alpha) + \rho_s \alpha \quad [3.3.2]$$

die Zweiphasendichte ist. Dabei ist α der über den Strömungsquerschnitt gemittelte volumetrische Dampfanteil, ρ_w und ρ_s sind die Wasser- bzw. Dampfdichte.

Kontinuitätsgleichung der Dampfphase

$$\frac{\partial(\rho_s \alpha)}{\partial t} + \frac{\partial m_s}{\partial z} = -\Gamma_c + \Gamma_{ev} - \frac{P_h}{A} (\Gamma'_c - \Gamma'_{ev}) , \quad [3.3.3]$$

wobei m_s die Dampfmassenstromdichte, P_h der beheizte Umfang, A der freie Strömungsquerschnitt, Γ_c und Γ'_c die Volumen- und Oberflächenkondensationsraten sowie Γ_{ev} und Γ'_{ev} die Volumen- und Oberflächenverdampfungsraten sind.

Mischungs-Energiegleichung

$$\frac{\partial u}{\partial t} + \frac{\partial(m_h + m_{kin})}{\partial z} = \frac{P_h}{A} q'' , \quad [3.3.4]$$

mit q'' als Wärmestromdichte und m_{kin} als Dichte des kinetischen Energiestroms. Die innere Energiedichte ist durch

$$u = \rho_w (1 - \alpha) h_w + \rho_s \alpha h_s - p + e_{kin} , \quad [3.3.5]$$

definiert, wobei h_w die spezifische Wasserenthalpie, h_s die spezifische Dampfenthalpie und p der Druck ist. Die kinetische Energiedichte e_{kin} , die Enthalpiestromdichte m_h und der kinetische Energiestrom m_{kin} werden in der Form

$$e_{kin} = \frac{1}{2} (\rho_w (1 - \alpha) v_w^2 + \rho_s \alpha v_s^2) , \quad [5.3.6]$$

$$m_h = \rho_w (1 - \alpha) v_w h_w + \rho_s \alpha v_s h_s , \quad m_{kin} = \frac{1}{2} (m_w v_w^2 + m_s v_s^2) \quad [5.3.7]$$

angesetzt, mit $v_s = m_s / \rho_s$ und $v_w = m_w / \rho_w$. In der Energiegleichung werden Terme untergeordneter Bedeutung, wie der Beitrag der potentiellen Energie, die Wärmediffusion und Reibungsverluste innerhalb der Strömung, vernachlässigt.

Mischungs-Impulsgleichung

$$\frac{\partial m}{\partial t} + \frac{\partial(m_w v_w + m_s v_s)}{\partial z} = \frac{\partial p}{\partial z} - g \rho \cos \theta - \frac{P_f}{A} \tau_w \quad [5.3.8]$$

g ist die Gravitationskonstante, θ der Neigungswinkel der Kanalachse gegen die Horizontale, τ_w die Wandschubspannung und P_f der benetzte Kanalumfang. Diese Gleichung wird durch eine empirisch ermittelte Schlupfkorrelation ergänzt, die das durch [5.3.7] noch nicht definierte Verhältnis von Wasser- zu Dampf-Massenstromdichte beschreibt. Die Schlupfkorrelation berechnet das Verhältnis der Dampf- zu Wassergeschwindigkeit in Abhängigkeit der lokalen Strömungskonfiguration. In der vorliegenden Version wird eine Schlupfkorrelation angewendet, wie sie von Zuber und Findlay [11] vorgeschlagen wird. Diese ursprünglich nur für kleine Dampfqualitäten x gültige Formulierung ist auf geeignete Weise für den gesamten Verdampfungsbereich $0 \leq x \leq 1$ erweitert worden [7].

Die Gasdynamik im Primärkanal wird entsprechend durch ein gekoppeltes Differentialgleichungssystem bestehend aus den Erhaltungssätzen für Masse, Energie und Impuls bestimmt. Die Impuls- und Massenerhaltung werden in der vorliegenden Version aus Gründen der numerischen Stabilität quasistationär angesetzt, die Energiegleichung wird transient gerechnet.

Für den Wärmeübergang zwischen Zweiphasenströmung und Rohrwand werden in Abhängigkeit des Verdampfungszustands des Fluids fünf Modi berücksichtigt:

- Wärmeübergang durch Leitung und Konvektion im Bereich der Einphasenströmung
- Wärmeübergang mit Blasensieden auf der Wandoberfläche
- Wärmeübergang mit Filmsieden
- Wärmeübergang mit Übergangssieden
- Wärmeübergang nach Austrocknung der Wasserfilms auf der Wand wenn eine Annularströmung vorliegt.

Auf der Primärseite wird für den Wärmeübergang Wärmeleitung und Konvektion berücksichtigt.

Der Wärmetransport in der Wandung wird mit einer zweidimensionalen Wärmeleitungsgleichung beschrieben. Es werden sowohl axiale wie radiale Wärmeströme innerhalb der Wand berücksichtigt.

5.3 Sekundärkreislauf

Der Modellteil SEKU erfaßt die Zustandsänderungen in den Sekundärkreiskomponenten. Zielsetzung ist es, die Rückwirkungen, die sich aus dem Sekundärbetrieb auf das Reaktorgeschehen und die Dampferzeugerkomponente ergeben, detailgenau zu erfassen. Deshalb kann, auch im Hinblick auf einen nicht zu hohen Modellaufwand⁶, auf einen geschlossenen mathematisch-pysikalischen Ansatz für die Gesamtheit der Sekundärkomponenten verzichtet werden.

Im Einzelnen sind von der Programmkomponente SEKU die nachfolgenden Aufgaben im Rahmen der Gesamtanlagensimulation zu übernehmen:

- Berechnen von Zustandsgrößen des Sekundärkreises aus dem aktuellen Betriebsstatus
- Erfassen der Rückwirkungen, die sich aus den Zustandsänderungen im Sekundärkreis auf die Komponenten Dampferzeuger, Regelung und Reaktorschutzsystem ergeben
- Dynamische Verarbeitung von Regelungseingriffen im instationären Betrieb.

Der Modellansatz stellt somit ein auf die obigen Kriterien angepaßtes Programm zur Darstellung der im folgenden näher beschriebenen Sekundärkomponenten zur Verfügung.

5.3.1 Turbogruppe

Bei der Simulation der Turbinenanlage kann für die Auslegung bei Festdruckbetrieb von einer Regelung über eine teilbeaufschlagbare Gleichdruckstufe ausgegangen werden [14]. Bei dieser in Abb. 9 dargestellten Bauform wirkt die mehrfach teilbeaufschlagte Regelstufe wie mehrere parallel geschaltete Einzelstufen. Ihnen ist ein gemeinsamer vollbeaufschlagter Turbinenteil nachgeschaltet.

Die Durchflußcharakteristik des einzelnen Beaufschlagungssegments der als Gleichdruckstufe ausgebildeten Regelstufe entspricht dem einer Düse.

Für den nachfolgenden vollbeaufschlagten Teil ist als Durchflußgesetz das Dampfkegelgesetz gültig.

⁶ Zur Erfassung der Anlagendynamik ist ja beispielsweise die Simulation von Temperaturspannungen innerhalb der Turbinenbeschaufelung oder die Wellenbeanspruchung von untergeordnetem Interesse. Die Arbeiten von A. Gebhardt [12] und W. Rettemeier [13] zeigen hier sehr eindrucksvoll, welche Möglichkeiten dieser Modellansatz eröffnet. Sie machen gleichzeitig aber deutlich, daß der hierzu notwendige Modellaufwand nur gerechtfertigt ist, wenn die Einzelkomponenten selber untersucht, b.z.w. optimiert werden müssen.

Die Verbindung zwischen den beiden Gesetzmäßigkeiten wird durch den für beide Teile gleichen Massenstrom hergestellt, sowie über die Bedingung, daß der Enddruck der Regelstufe gleich dem Radkammerdruck p_R der Folgestufe sein muß.

Das in Abb. 9 ebenfalls dargestellte Schnellschlußventil SV wird gesondert betrachtet. Auch hier erfolgt die Kopplung über den Massenstrom \dot{m}_{FD} und den Druck im Sammelraum p_A .

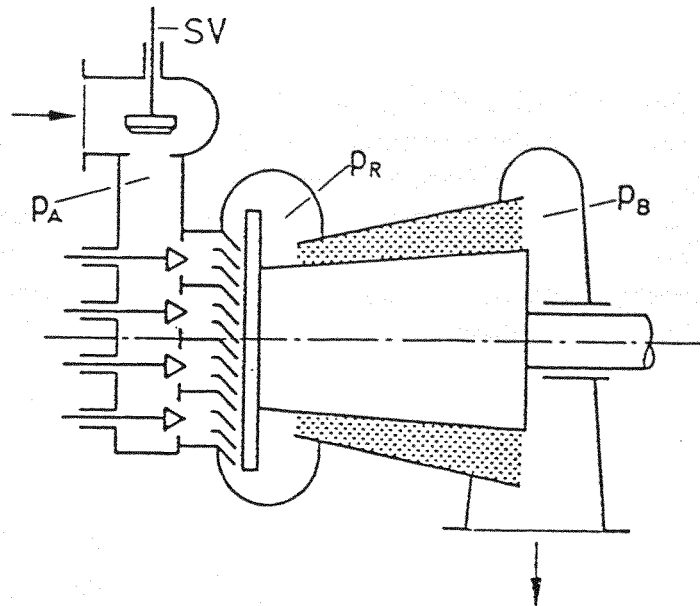


Abb. 9. Schematische Darstellung der Turbine mit Regelstufe

Bei der Simulation der Gleichdruckregelstufe wird von einer Ausbildung als Curtisstufe ausgegangen. Durch den Einsatz von Lavaldüsen in den Leitschaufelkanälen können so auch Stufengefälle größer als das kritische Druckverhältnis abgearbeitet werden. Modellmäßig werden die parallelgeschalteten Einzeldüsen durch eine Ersatzdüse mit dem Summenquerschnitt A und dem gemeinsamen Radkammerdruck p_R erfasst. Für den Massendurchsatz \dot{m} durch die Regelstufe gilt demnach

$$\dot{m} = A \frac{p_A}{\sqrt{p_A v_A}} \sqrt{\frac{2\kappa}{\kappa-1}} \sqrt{\left(\frac{p_R}{p_A}\right)^{\frac{2}{\kappa}} - \left(\frac{p_R}{p_A}\right)^{\frac{\kappa+1}{\kappa}}} \quad [5.4.1.1]$$

wobei p_A , v_A der Druck und das spezifische Volumen vor der Regelstufe und κ der Isentropenexponent sind. Im engsten Düsenquerschnitt A_{\min} kann maximal das Lavaldruckverhältnis

$$\frac{p_R}{p_A} = \left(\frac{2}{\kappa+1}\right)^{\frac{\kappa}{\kappa-1}} \quad [5.4.1.2]$$

erreicht werden. Der Durchsatz ist also im wesentlichen von der Funktion

$$\xi = \sqrt{\frac{2\kappa}{\kappa-1} \left\{ \left(\frac{p_R}{p_A} \right)^{\frac{2}{\kappa}} - \left(\frac{p_R}{p_A} \right)^{\frac{\kappa+1}{\kappa}} \right\}} \quad [5.4.1.3]$$

abhängig. Für Schallgeschwindigkeit im engsten Querschnitt ergibt sich damit der maximale Wert für den Durchsatz

$$\xi_{\max} = \left(\frac{2}{\kappa+1} \right)^{\frac{\kappa}{\kappa-1}} \sqrt{\frac{2\kappa}{\kappa+1}} \quad [5.4.1.4]$$

Für konstanten Eintrittsdruck und steigenden Radkammerdruck $p_R(m)$ bedeutet dies, daß sich der Massenstrom erst dann verringert, wenn der kritische Radkammerdruck, bei welchem sich im engsten Querschnitt Schallgeschwindigkeit einstellt, überschritten wird. Für betriebliche Lastzustände der Curtisstufe tritt dies im allgemeinen nicht auf. Es kann somit in der Regel mit dem Maximalwert der Durchflußfunktion gerechnet werden [15]. Die numerische Simulation berücksichtigt über eine Fallunterscheidung auch die unterkritischen Druckverhältnisse.

Das Teillastverhalten der vollbeaufschlagten Turbinenstufen wird nach Traupel [15] beschrieben über

$$\frac{\dot{m}}{\dot{m}_0} = \frac{\mu}{\mu_0} \frac{p_A}{p_{A0}} \sqrt{\frac{p_{A0} v_{A0}}{p_A v_A}} \sqrt{\frac{\left(1 - \frac{p_B}{p_A}\right)^{\frac{n+1}{n}}}{\left(1 - \frac{p_{B0}}{p_{A0}}\right)^{\frac{n+1}{n}}}} \quad [5.4.1.5]$$

Dabei ist p_A, p_B der Druck am Eintritt bzw. am Austritt aus der Turbinenstufe, v_A, v_B die spez. Volumen am Eintritt und am Austritt der Beschauelung und n der Polytropenexponent. Der Index 0 kennzeichnet die Bezugsgrößen des Vollastzustandes. In der bewegten Anordnung ist der Durchsatzbeiwert μ außer vom Gitterwirkungsgrad von der Geschwindigkeit der Kanäle zueinander abhängig [16]. Für ausreichend hohe Reynoldszahlen ändert sich μ nur wenig. Der Einfluß der Drehzahl ist ebenfalls gering so, daß $\frac{\mu}{\mu_0} = 1$ gesetzt werden kann.

Für den vielstufigen Turbinenabschnitt, bei welchem an keiner Stelle Schallgeschwindigkeit auftritt, läßt sich die Durchflußfunktion ϕ durch eine Ellipsengleichung der Form

$$\phi = \sqrt{1 - \left(\frac{p_B}{p_A} \right)^2} \quad [5.4.1.6]$$

beschreiben. Unter Einbeziehung der Zustandsleichnung für ideale Gase $p v = R T$ schreibt sich das Durchflußgesetz für den vollbeaufschlagten Turbinenteil⁷

⁷ Dieses von Stodola [17] auf empirischem Wege gefundene "Kegelgesetz" gilt streng genommen nur für eine konstante Turbinendrehzahl. Kreuter [18] weist aber bereits in seiner 1948 er-

$$\frac{\dot{m}}{\dot{m}_0} = \frac{p_A}{p_{A0}} \sqrt{\frac{T_A}{T_{A0}}} \sqrt{\frac{\left(1 - \frac{p_B}{p_A}\right)^2}{\left(1 - \frac{p_{B0}}{p_{A0}}\right)^2}} \quad [5.4.1.7]$$

Diese Gleichung charakterisiert das Teillastverhalten der gesamten Turbogruppe (mit Ausnahme der Regelstufe), wenn sich die Anzapfmassenströme wie bei der Speisewasservorwärmung proportional mit der Leistung ändern [14].

Zur Simulation der Entnahme- und Gegendruckmassenströme, bei denen das Druckniveau für alle Leistungsbereiche über die Regelung konstant gehalten wird, erfolgt eine separate Betrachtung des jeweiligen Abschnitts.

Die Turbinen-Rechnung beginnt bei der letzten Stufe. Bei bekanntem Massenstrom \dot{m}_{FD} und Ausgangsdruck p_B , wird unter Berücksichtigung der Entnahmemassenströme \dot{m}_i und der entsprechenden Drücke p_i der Druck p_{FD} am Eingang der Turbine bestimmt. Für instationäre Vorgänge, wie Änderungen des Düsenquerschnitts, wird das neue Frischdampfdruckniveau mit der Dampferzeugerkomponente iterativ zur Konvergenz gebracht.

Für das Schnellschlußventil gilt im vollgeöffneten Zustand die Druckabfallrelation

$$p_{FD} = p_A - (p_{FD0} - p_{A0}) \left(\frac{\dot{m}}{\dot{m}_0} \right)^2 \quad [5.4.1.8]$$

Bei einer zeitlichen Änderung des Ventilquerschnitts, etwa bei einem Turbinenschnellschluß, ändert sich der Druckabfall gemäß

$$\Delta p = \zeta \frac{\dot{m}^2}{2A^2 \rho_{FD}} \quad [5.4.1.9]$$

wobei mit ζ die Widerstandszahl für das Schnellschlußventil angegeben wird und im Auslegungspunkt und bei vollgeöffnetem Ventil $\Delta p = p_{FD0} - p_{A0}$ gilt.

5.3.2 Ventile

Die Zustandsänderungen innerhalb der Umleitventile und der Frischdampfproduzierstationen können über die adiabate Düsenströmung eines idealen Gases durch eine Düse mit veränderlichem Querschnitt beschrieben werden.

$$\dot{m} = F_v \sqrt{\frac{\kappa}{\kappa - 1} \frac{1}{R T}} p_{FD} \sqrt{\left(\frac{p_B}{p_{FD}} \right)^{\frac{2}{\kappa}} - \left(\frac{p_B}{p_{FD}} \right)^{\frac{\kappa + 1}{\kappa}}} \quad [5.4.2.1]$$

schießen Arbeit experimentel nach, das dieses Gesetz mit hinreichender Genauigkeit auch für veränderliche Drehzahl bis zum Wellenstillstand angewendet werden darf.

Hierbei ist p_{FD} und p_B der Druck vor und hinter dem Ventil und F_v der Öffnungsquerschnitt des Ventils. Auch hier wird im engsten Strömungsquerschnitt maximal Schallgeschwindigkeit erreicht.

Ansprechverzögerungen und Schließzeiten werden über die Stellgliedmodellierung im Regelteil mit berücksichtigt.

5.3.3 Speisepumpe und Speisewasserregelventil

Das Zeitverhalten des Speisewasserstranges, bestehend aus der Speisepumpe, dem Speisewasserregelventil und der zugeordneten Differenzdruckregelung kann, wie die Simulationsergebnisse zum betrieblichen Verhalten des THTR-300 gezeigt haben [19], sehr gut über eine Verzögerung erster Ordnung beschrieben werden. Für die betrieblichen Lastbereiche der Kesselpumpe kann weiterhin zwischen der Drehzahl und dem zugehörigen Massendurchsatz ein proportionaler Zusammenhang angenommen werden, so daß sich das Verhalten des Speisewasserstranges entsprechend der rekursiven Form:

$$\dot{m}_k = e^{-T/T_1} \dot{m}_{k-1} + KP (1 - e^{-T/T_1}) n_{k-1} \quad [5.4.3.1]$$

schreiben läßt, wobei \dot{m}_k der Massenstrom zum momentanen Simulationszeitpunkt $t = t_k$, \dot{m}_{k-1} bzw. n_{k-1} der Massenstrom und die Drehzahl des vorangegangenen Zeitschrittes und KP und T_1 vorzugebende Systemkonstanten sind. Für die meisten Untersuchungen ist diese sehr vereinfachte Modellvorstellung ausreichend [20].

In extremen Störfallsituationen kann es jedoch aufgrund der frischdampfseitig am Dampferzeuger aufgeprägten Druckrandbedingung zu einer fehlerhaften Darstellung des Pumpenverhaltens kommen. Das Gesamtanlagenmodell bietet für solche Berechnungsfälle die Möglichkeit, mit einem detaillierten Pumpenmodell zu rechnen. Für solche Anwendungen wird der Förderdruck der Kesselspeisepumpe aus der Drehzahl bestimmt. Die Charakteristik der Pumpe ist hier zu über das Kennfeld der THTR-300 Hauptpumpe [21] abgebildet. Der Zusammenhang zwischen Massenstrom, Drehzahl und Förderdruck ist in der folgenden Form angesetzt [22][23]:

$$p = a_0 n^2 + a_1 n \dot{m} + a_2 \dot{m}^2. \quad [5.4.3.2]$$

Die Koeffizienten a_0 , a_1 , und a_2 enthalten die spezifischen Geometriefaktoren des Aggregates und werden durch eine Polynomnäherung der Pumpenkennlinie bei Nennlast gewonnen. Für eine Variation von n entsteht die für die Pumpe charakteristische Kennfläche [23].

Im Anlagenmodell wird das Zusammenwirken von Kesselpumpe und den angeschlossenen Rohrleitungen (im wesentlichen die DE-Rohrbündel und die Frischdampfleitung) über die Kennlinien beider Systeme entsprechend hergestellt. Die anlagenspezifische Kennlinie des Rohrleitungssystems $p = f(\dot{m})$ wird vom Dampferzeugerprogramm in Abhän-

gigkeit von dem durch die Regelung auf der Dampfseite eingestellten statischen⁸ Druckniveau und dem jeweiligen Massendurchsatz durch den Dampferzeuger und die Frischdampfleitung errechnet.

Für Vollastbetrieb arbeitet die Pumpe im Schnittpunkt A der beiden Kennlinien. Für einen Lastwechsel wird vom Regelsystem die Drehzahl derart eingestellt, daß der neue Schnittpunkt der Kennlinien mit dem neuen Lastpunkt zusammenfällt. Die Abb. 10 zeigt diesen Zusammenhang für das in der Simulation des HTR-Modul verwendete Kennfeld. Die eingezeichnete Rohrleitungskennlinie ist für die nachgeschalteten Komponenten Dampferzeuger und Frischdampfleitung der Modulanlage berechnet. Der Frischdampfdruck vor der Regelstufe der Turbine wird als Randbedingung für diese Rechnung über den gesamten Lastbereich konstant auf 180 bar gehalten.

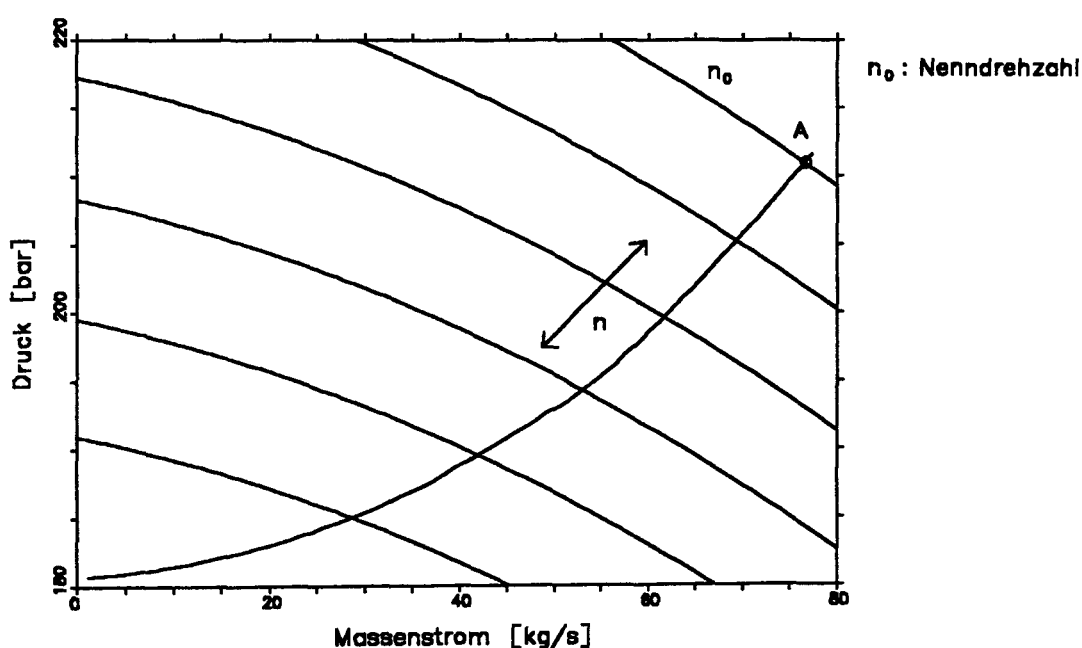


Abb. 10. Ermittlung des Förderdrucks der Speisepumpe aus der Drehzahl und der Rohrleitungskennlinie

Eingangsgröße für die Bestimmung des Druck- und Massenstromniveaus im instationären Betrieb ist die vom Regelsystem vorgegebene Pumpendrehzahl. Die maximale Drehzahl ist über die zur Verfügung stehende Antriebsleistung und den maximal zulässigen Pumpenenddruck vorgebbar.

⁸ Im instationären Betrieb ist dieses "statische Druckniveau" natürlich eine Funktion der Regeltüte des Druckregelkreises und der zeitlichen Änderung des Frischdampfmassenstromes. Dieses wird bei der instationären Berechnung der Rohrleitungskennlinie berücksichtigt.

5.3.4 Speisewasservorwärmung

Die Speisewassertemperatur stellt sich entsprechend der Teillastcharakteristik für die Niederdruckvorwärmstränge ein. Die zeitliche Änderung der Temperatur ist damit eine Funktion der lastabhängigen Vorwärmung und des Speichervolumens des Speisewasserbehälters [24]. Im Programmsystem wird dieser Zusammenhang beschrieben durch eine Verzögerung erster Ordnung in der rekursiven zeitdiskreten Form

$$\theta_k = e^{-T/T_1} \theta_{k-1} + K_p (1 - e^{-T/T_1}) P_{k-1} \quad [5.4.4.1]$$

Wobei θ_k und θ_{k-1} die Speisewassertemperaturen bei $t = t_k$ und $t = t_{k-1}$, P_k die thermische Leistung bei $t = t_k$, T_1 die Speicherzeitkonstante des Speisewasserbehälters, K_p eine weitere Systemkonstante und $T = t_k - t_{k-1}$ bedeuten. Der verzögernde Einfluß der Niederdruckvorwärmer wird gegenüber der dominierenden Zeitkonstante des Speichereffekts der großen Speisewassermasse vernachlässigt.

5.3.5 Frischdampfleitung

Das Programmsystem bietet grundsätzlich zwei Möglichkeiten zur Beschreibung des Verhaltens der Frischdampfleitung. Auf das erste Modell wurde bereits in Kapitel 5.3 eingegangen, es nutzt die Programmoptionen von SIKADE2. Diese Beschreibungsform ist jedoch nur für extrem schnelle Drucktransienten geeignet, wie dies etwa beim Schließen des Turbinenschnellschlußventils auftritt oder etwa dem Abriß der Frischdampfleitung selber.⁹

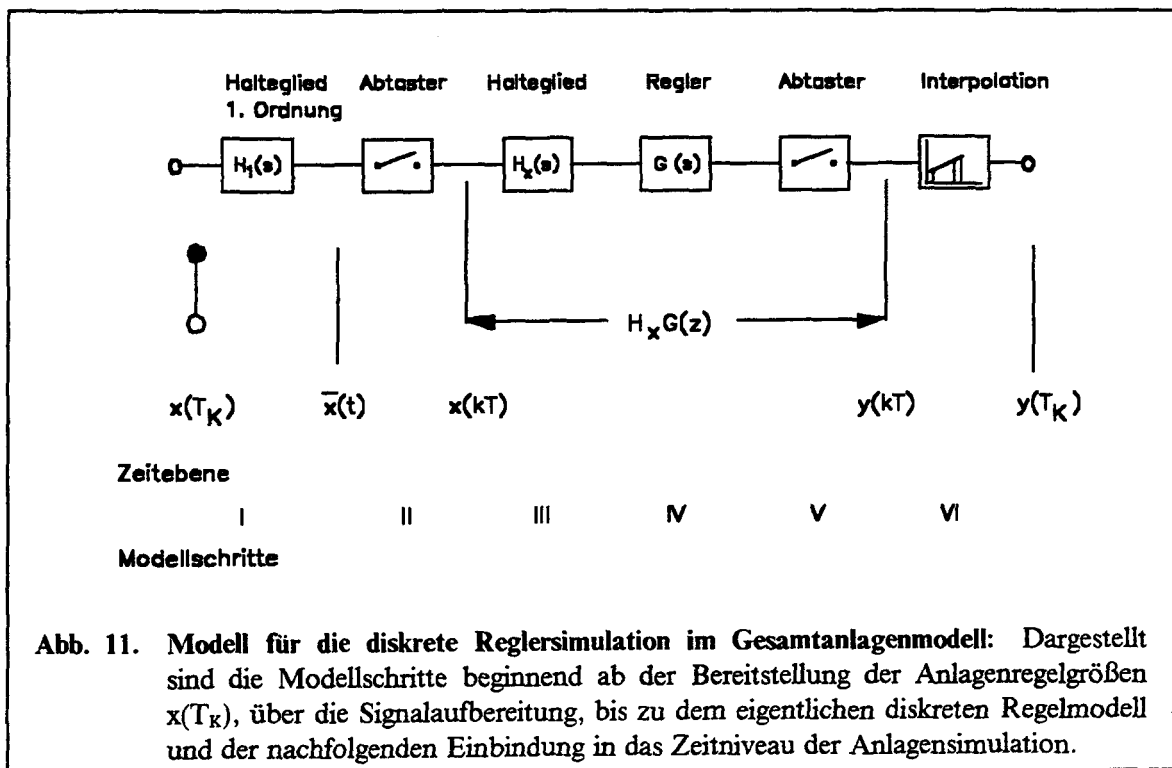
Während des normalen Leistungsbetriebs der Anlage wird eine zweite Variante angewendet, die zum einen die auftretenden Druck, Temperatur und Transportverzögerungen berücksichtigt, zusätzlich aber eine Methode zur Glättung des numerischen Rauschens darstellt. Auf diese Weise wird die anschließende Turbinensimulation mit der Druckregelung erheblich erleichtert. Für diese Variante werden Verzögerungen erster Ordnung in der schon unter 5.4.3.1 und 5.4.4.1 angegebenen Form für die Zustandsgrößen Druck und Massenstrom eingesetzt. Die Zeitkonstanten können mit SIKADE2 berechnet werden.

⁹ Für die Simulation quasistationärer Betriebszustände führt das numerische Rauschen von SIKADE2 dagegen zu Störungen, welche die nachfolgende Turbinensimulation und Druckregelung verfälschen.

5.4 Zeitdiskretes Modell für die regelungstechnischen Komponenten

Zur Umsetzung der regelungstechnischen Komponenten wird im Anlagenmodell ein zeitdiskretes rekursives Filtermodell verwendet. Rekursive Algorithmen erlauben eine große Vielfalt von Übertragungsfunktionen und sind gleichermaßen anwendbar auf die Simulation digitaler wie auch kontinuierlicher Systeme.

Rekursive Filter verlangen eine Diskretisierung mit einer konstanten Zeitschrittweite, was gleichzeitig bedeutet, daß die Prozeßgrößen der Anlagensimulation ebenfalls zu äquidistanten Zeitpunkten vorliegen müssen. Diese Bedingung ist durch die Verwendung der in den vorangegangenen Kapiteln beschriebenen Programmsysteme nicht immer erfüllt. So berechnet z. B. das Reaktorkinetikprogramm KINEX das günstigste Simulationsintervall selbständig aus der aktuellen Reaktorperiode für einzelne Mikrozeitschritte in Anlagen-Zeitschritten. Zudem sollte das bewußte Ändern von Anlagensimulations-Zeitschrittweiten durch den Programmanwender nicht zu einer Verletzung der Linearitätsbedingungen führen. Bei der Umsetzung der Regelkomponenten in die digitale Simulation ist somit das rekursive Modell um ein geeignetes Verfahren zu ergänzen, welches die Bedingung nach konstanter Reglerabtastzeit bei variablen Programmzeitschritten erfüllt [25][26].



Die vorstehende Abb. 11 veranschaulicht diesen Zusammenhang zwischen dem diskreten Reglermodell und der Einbindung in die ebenfalls (aber mit anderen Intervallen) zeitdiskrete Prozeßsimulation des HTR-Modul. Die Regelgrößen der digitalen Simulation können beliebige Zustandsgrößen aus den Rechnungen der oben beschriebenen Programmkomponenten sein. Diese Zustandsgrößen werden im folgenden mit Anlagengrößen bezeichnet, äquivalent gelten die zugehörigen Zeitpunkte T_K als Anlagenzeit-

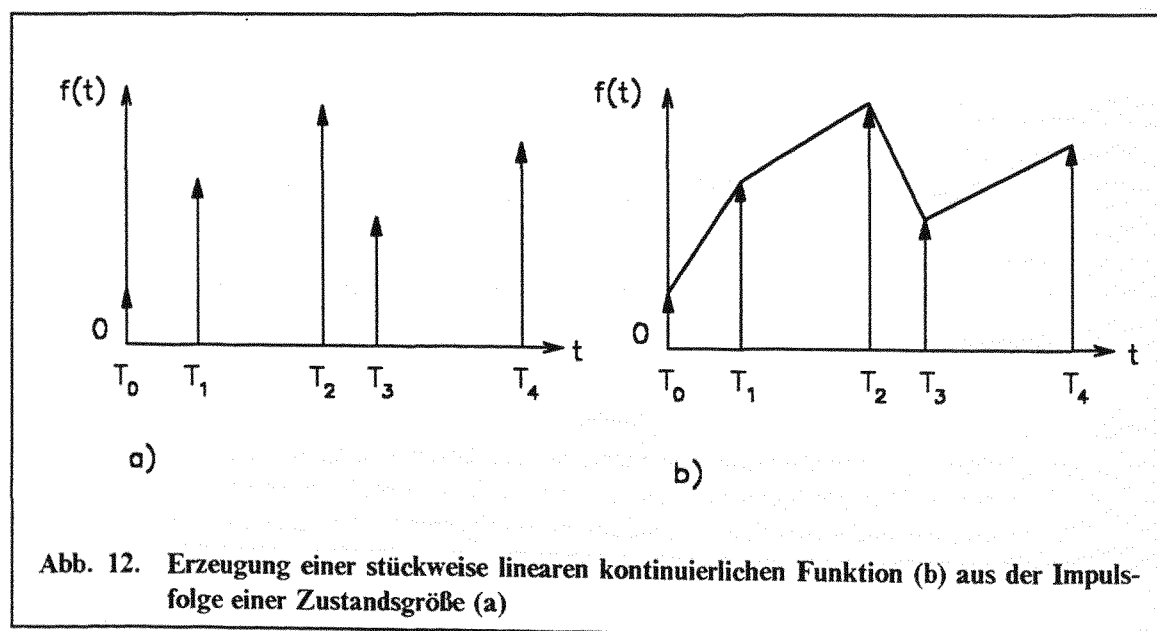
punkte. Der zeitliche Abstand zweier Elemente der vom Anlagenmodell generierten Zahlenfolgen sei die Anlagen-Simulationsschrittweite.

Aufgabe der Schritte I und II ist es nun, aus der Impulsfolge der Anlagenregelgrößen $x(T_k)$ mit unterschiedlichen Zeitabständen eine Impulsfolge $x(kT)$ mit äquidistanten Abtastzeitpunkten für den digitalen Regler zu erzeugen. Die Punkte III, IV, V beschreiben die Simulation des digitalen Reglers selber, und VI paßt das Zeitniveau der zeitdiskreten Stellgrößen $y(kT)$ an das Anlagenzeitniveau T_k an und generiert die in den Simulationszeitschritten benötigte Folge der Stellgrößen $y(T_k)$.

Für die Einbindung der Regelung in die numerische Simulation bedeutet dies bezüglich des Zeitniveaus, daß für einen beliebigen Zeitpunkt T_k das Regelmodell aus der Vorgeschichte der Zustandsgröße(n) und den regelungsspezifischen Randbedingungen eine Stellgröße errechnet, welche während der Berechnung des nächsten Anlagenzeitschrittes T_k bis T_{k+1} gültig bleibt. Die notwendigen Schritte von der Bereitstellung der Regelgrößen durch das Anlagenmodell bis zur Generierung der aktuellen Stellgrößen sollen im folgenden erläutert werden.

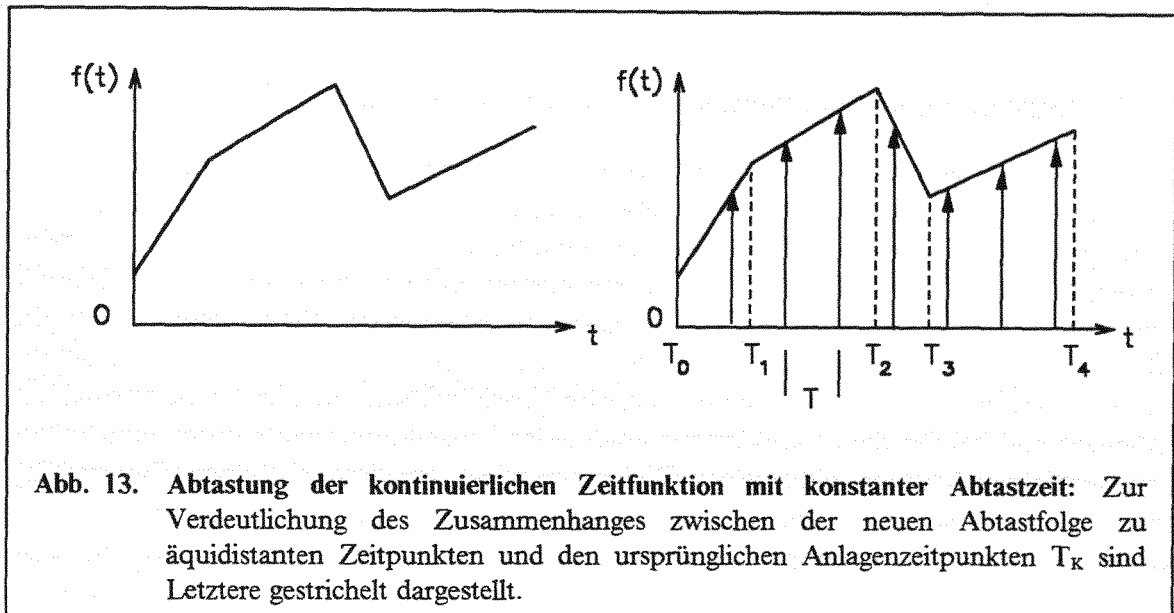
5.4.1 Erzeugen einer Impulsfolge mit konstanter Abtastperiode

Aus den vom Anlagenmodell in Form einer zeitdiskreten Impulsfolge zur Verfügung gestellten Zustandsgrößen wird in einem ersten Schritt eine stückweise lineare kontinuierliche Zeitfunktion erzeugt (Abb. 12). Dies geschieht programmintern über eine Haltung erster Ordnung, indem immer, wenn ein neuer Impuls erscheint, ein entsprechender Polygonabschnitt hinzugefügt wird.

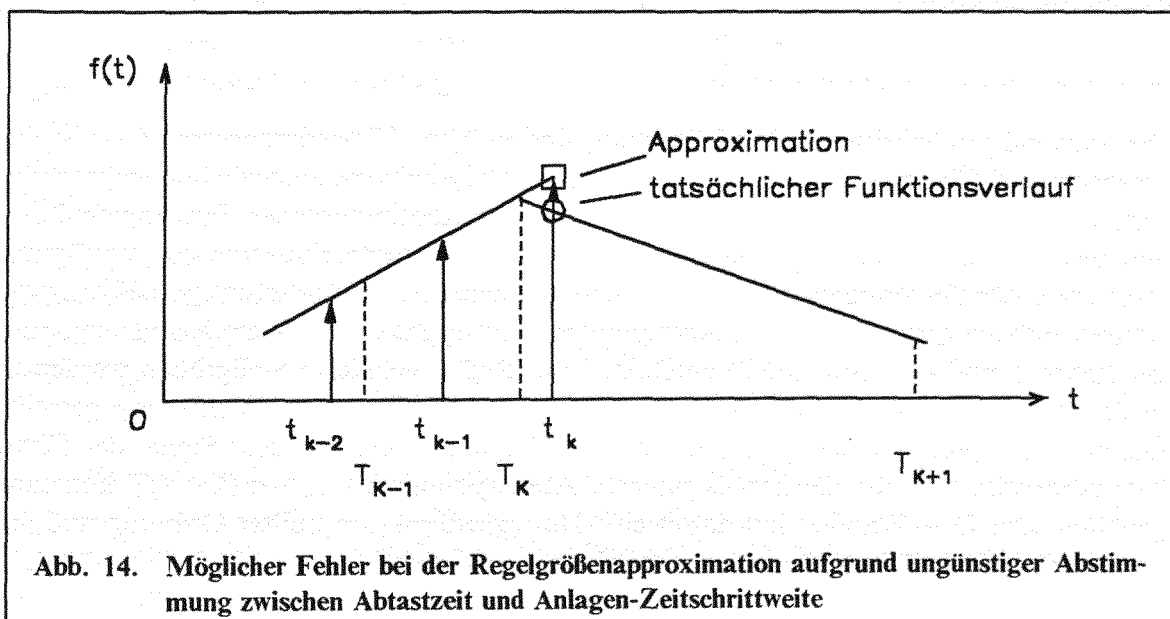


Zur Generierung eines zeitdiskreten Signals mit konstanter Abtastzeit T als Eingangsgröße des Regelmodells wird nun diese, durch Haltung erster Ordnung aus den diskreten Anlagenregelgrößen entstandene, kontinuierliche Funktion in einem II. Schritt äquidistant abgetastet. Die vom Benutzer vorgebbare, konstante Abtastzeit T ist gleich-

zeitig auch die im nächsten Schritt vom Regler verwendete Taktzeit. Wie Abb. 13 zeigt, entsteht aus der (konstruierten) kontinuierlichen Zeitfunktion $f(t)$ erneut eine diskrete Impulsfolge, diesmal jedoch mit einer konstanten Abtastzeit T .



An dieser Stelle sei kurz auf eine Modelleigenschaft hingewiesen, die bei einer unsachgemäßen Handhabung des Programmpaketes zu Fehlern bei der Stellgrößenberechnung führt. Entspricht die Zeitschrittweite der Anlagensimulation nicht einem ganzzahligen Vielfachen der Reglerabtastzeit, so kann es bei der Berechnung einer Anlagenregelgröße zum in Abb. 14 dargestellten Approximationsfehler kommen.



Der extrapolierte Abtastwert $f(t_k)$ hinter dem letzten Anlagenzeitpunkt T_k liegt nicht auf der kontinuierlichen Zeitfunktion $f(t)$, sondern wie dargestellt oberhalb des Polygonzuges. Zur Vermeidung dieser Abweichungen vom Modellkonzept sollte darum

die globale Zeitschrittweite immer ein ganzzahliges Vielfaches der Reglerabtastzeiten sein.

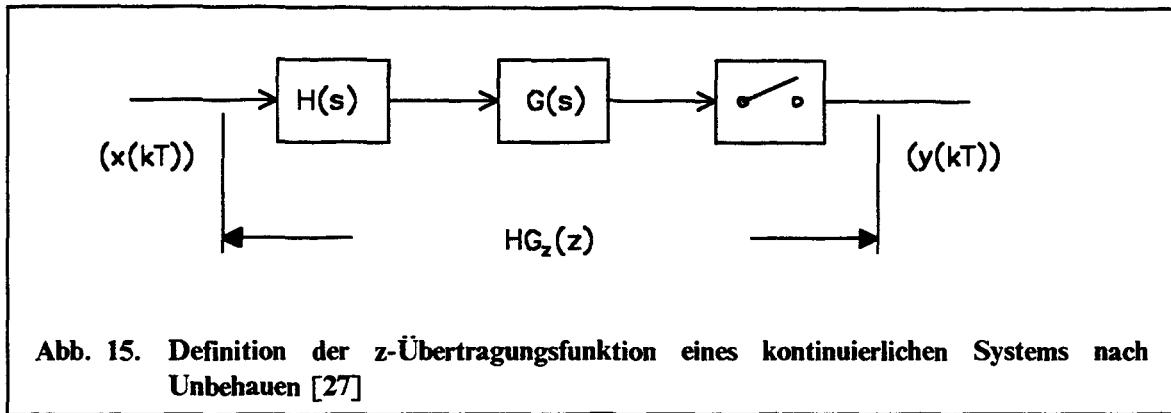
Nach der erfolgten Signalaufbereitung liegt am Eingang des diskreten Reglers eine Impulsfolge mit der konstanten Abtastperiode T an.

5.4.2 Digitale Simulation kontinuierlicher Teilsysteme und Regler

Dieser Teil der Simulation beschäftigt sich mit der Dynamik der zur Prozeßführung eingesetzten Komponenten der Meßwertaufnahme, der eigentlichen Regelung und der angekoppelten Stellglieder. Im Rahmen der Analyse des Gesamtsystems war an vielen Stellen nicht zu klären, ob bestimmte Komponenten in analoger oder digitaler Technik vorgesehen waren. Die Gründe hierfür lagen im stagnierten Planungsfortschritt der Modul-Anlage. Bei der Modellierung der Einzelkomponenten wurde deshalb eine Beschreibungsform gewählt, die eine einheitliche Modellbildung für alle Komponenten ermöglicht und bei der die Charakteristik einer jeden Einzelkomponente durch eine lineare Differentialgleichung in eindeutiger Weise festgelegt ist. Der einzelnen Differentialgleichung ist über die Laplacetransformation jeweils eine s -Übertragungsfunktion $G(s)$ eindeutig zugeordnet. Im folgenden werden somit alle Glieder der Regeltechnik als digitale Simulation kontinuierlicher Teilsysteme aufgefaßt.

Ziel der numerischen Darstellung des Reglers ist es nun, aus der vorgegebenen Übertragungsfunktion $G(s)$ des kontinuierlichen Systems und einem zeitdiskreten Eingangssignal $x(kT)$ eine ebenfalls diskrete Ausgangsimpulsfolge $y(kT)$ zu erzeugen. Die Beschreibung des dynamischen Verhaltens der diskretisierten Systeme erfolgt hierbei über Rekursionsalgorithmen, entsprechend zur Darstellung kontinuierlicher Systeme durch eine Differentialgleichung. Um bei der diskreten Betrachtung der kontinuierlichen Übertragungsfunktionen der Regler und Teilsysteme unabhängig von der Wahl der Zeitschrittweite zu sein, wird für die Herleitung der Differenzengleichungen der Umweg über die z -Transformation gewählt [27].

Die notwendigen Schritte zur Modellbildung sind in Abb. 15 wiedergegeben. $G(s)$ ist die (vorgegebene) Übertragungsfunktion des Reglers. $H(s)$ stellt ein zusätzlich eingebrachtes Filterelement dar, welches für bestimmte Arten von kontinuierlichen Eingangsfunktionen $x(t)$ nach der Abtastung wieder die exakte, reproduzierte Funktion zur Verfügung stellt [28]. Für die Simulation kontinuierlicher Systeme ist die Haltefunktion $H(s)$ so zu wählen, daß als Antwort auf eine Abtastung zum Zeitpunkt $t = kT$ ein Rechteckimpuls der Breite T und der Höhe $x(kT)$ entsteht. Vom Regler gelieferte Stellgrößen werden ja in der Regel über eine Digital/Analogwandlung dem Stellglied zur Verfügung gestellt. Die diskrete Stellgröße $x(kT)$ wird bei diesem Vorgang in ein analoges Signal der Form $\bar{x}(t)$ umgesetzt und für die jeweils nächste Abtastperiode $kT \leq t < (k+1)T$ konstant gehalten. Der D/A-Wandler hat damit eine Haltegliedfunktion nullter Ordnung und die resultierende Stellgröße $\bar{x}(t)$ einen treppenförmigen Verlauf.



Zur Herleitung der Rekursionsalgorithmen über die z-Transformierte $HG_z(z)$ sei nun zunächst die Antwort der Gewichtsfunktion $g_{HG}(t)$ des kontinuierlichen Signals

$$g_{HG}(t) = L^{-1} \{H(s) G(s)\} \quad [5.5.2.1]$$

auf einen Dirac-Stoß der Form

$$x^*(t) = \delta(t) \quad [5.5.2.2]$$

betrachtet. Da der Dirac-Stoß als Abtastsignal betrachtet dem diskreten Impuls:

$$\delta_d(k) = \begin{cases} 1 & \text{für } k = 0 \\ 0 & \text{für } k \neq 0 \end{cases} \quad [5.5.2.3]$$

entspricht [27], erhält man die Gewichtsfolge $g_{HG}(kT)$ einfach durch Abtasten der kontinuierlichen Gewichtsfunktion $g(t)$:

$$g_{HG}(kT) = L^{-1} \{H(s) G(s)\} \big|_{t=kT} \quad [5.5.2.4]$$

Der Operator L^{-1} steht für die Laplacerücktransformation. Der Umweg über die Laplacetransformierte $\{G(s)H(s)\}$ dient einer einfacheren Lösung der Faltung von $g(t)$ mit $h(t)$. Die gesuchte Darstellung $HG_z(z)$ folgt dann durch z-Transformation der Gewichtsfolge

$$HG_z(z) = z \{L^{-1} \{H(s) G(s)\} \big|_{t=kT}\} \quad [5.5.2.5]$$

z kennzeichnet den Operator der z-Transformation. Es ist zu beachten, daß $HG_z(z)$ die z-Transformierte der Gewichtsfolge $g_{HG}(kT)$ darstellt und nicht etwa die Transformierte der Übertragungsfunktion $H(s) G(s)$.

Setzt man nun, wie oben beschrieben, für $H(s)$ ein Halteglied nullter Ordnung ein $[H_0(s) = (1 - e^{-Ts}) / s]$, so ergibt sich die z-Transformierte $HG_z(z)$ unter Verwendung des Verschiebungssatzes der z-Transformation zu

$$H_0 G_z(z) = \frac{z-1}{z} z \left\{ L^{-1} \left\{ \frac{G(s)}{s} \right\} \right\}_{t=kT} \quad [5.5.2.6]$$

Aus der so erhaltenen z-Übertragungsfunktion gewinnt man durch Rücktransformation in den Zeitbereich, unter Verwendung des Verschiebungssatzes und des Überlagerungssatzes der z-Transformation, die gesuchte rekursive Darstellung in Form einer linearen Differenzengleichung

$$y(k) + a_1 y(k-1) + a_2 y(k-2) + \dots + a_n y(k-n) = b_0 x(k) + b_1 x(k-1) + \dots + b_n x(k-n) \quad [5.5.2.7]$$

Zur Erläuterung der Schritte, die zur Bestimmung der Rekursionsalgorithmen notwendig sind, sei im folgenden die Herleitung beispielhaft an einem PID-Algorithmus durchgeführt. Auf eine explizite Darstellung dieser Schritte für alle verwendeten Übertragungsfunktionen sei an dieser Stelle verzichtet.

Bestimmung der Rekursionsalgorithmen am Beispiel des PID-Reglers

Ausgangspunkt der Berechnung ist die für den jeweiligen Regler charakteristische lineare Differentialgleichung, welche den PID-Regler in der allgemeinen Form mit einer Verzögerung n-ter Ordnung

$$T_n^n y^{(n)} + \dots + T_2^2 \ddot{y} + T_1 \dot{y} + y = K_P x + K_I \int x dt + K_D \dot{x} \quad [5.5.2.8]$$

beschreibt. Geht man von der üblichen Annahme einer Verzögerung erster Ordnung aus, so läßt sich die Laplacetransformierte $G(s)$ entsprechend

$$G(s) = \frac{L\{y(t)\}}{L\{x(t)\}} = \frac{Y(s)}{X(s)} = K_P + \frac{K_I}{s} + \frac{K_D s}{1 + T_1 s} \quad [5.5.2.9]$$

nähern. Unter Hinzufügen des Haltegliedes nullter Ordnung H_0 entsteht die kontinuierliche Übertragungsfunktion $F(s)$ des Gesamtsystems

$$F(s) = H_0(s) G(s) = G(s) \frac{(1 - e^{-Ts})}{s} \quad [5.5.2.10]$$

Die diskrete Übergangsfunktion $F(z)$ berechnet sich nun unter Anwendung des Verschiebungssatzes der z-Transformation gemäß Gleichung 5.5.2.6 aus der kontinuierlichen Übergangsfunktion $F(s)$.

$$F(z) = \frac{z-1}{z} z \left\{ L^{-1} \left\{ \frac{K_P}{s} + \frac{K_I}{s^2} + \frac{K_D}{1 + T_1 s} \right\} \right\} \quad [5.5.2.11]$$

Zur flexibleren Handhabung des Regelalgorithmus in der Gesamtanlagensimulation wird hier vom Superpositionsprinzip Gebrauch gemacht und die drei Einzelanteile der P, I, DT₁-Charakteristik der Übertragungsfunktion separat transformiert und zum Ende der Rechnung zu einer Gesamtfunktion des Ausgangssignals aufsummiert.

Proportionalanteil y_{Pk}

$$F_P(z) = K_P$$

$$y_{Pk} = K_P x_k \quad [5.5.2.12]$$

Integralanteil y_{Ik}

$$\begin{aligned} F_I(z) &= \frac{z-1}{z} \frac{K_I T z}{(z-1)^2} \\ &= \frac{K_I T}{z-1} \frac{z^{-1}}{z^{-1}} \\ &= \frac{K_I T z^{-1}}{1-z^{-1}} \end{aligned}$$

$$y_{Ik} = y_{Ik-1} + K_I T x_{k-1} \quad [5.5.2.13]$$

Differentialanteil y_{Dk}

$$\begin{aligned} F_D(z) &= \frac{z-1}{z} \frac{K_D z}{T_1(z - e^{-T/T_1})} \\ &= F_D(z) = \frac{K_D (z-1)}{T_1(z - e^{-T/T_1})} \frac{z^{-1}}{z^{-1}} \\ &= F_D(z) = \frac{K_D (1 - z^{-1})}{T_1(1 - e^{-T/T_1} z^{-1})} \end{aligned}$$

$$y_{Dk} = e^{-T/T_1} y_{Dk-1} + \frac{K_D}{T_1} (x_k - x_{k-1}) \quad [5.5.2.14]$$

Gesamtfunktion y_k

$$y_k = y_{Pk} + y_{Ik} + y_{Dk} \quad [5.5.2.15]$$

5.4.3 Behandlung von Detailproblemen des Regelmodells

Strukturelemente des Regelungsmodells

Die zur Modellierung der Regelanlage des HTR-Modul verwendeten Basiselemente sind im folgenden durch die entsprechende s-Übertragungsfunktion, die z-Transformierte $F(z)$ gemäß Gleichung 5.5.2.6 und die in der Simulation verwendete Rekursionsformel im Zeitbereich angegeben.

P-Glied, -Regler

$$G(s) = K_P \quad [5.5.3.1]$$

$$F(z) = K_P \quad [5.5.3.2]$$

$$y_k = K_P x_k \quad [5.5.3.3]$$

I-Regler, Stellglieder mit integralem Verhalten

$$G(s) = \frac{K_I}{s} \quad [5.5.3.4]$$

$$F(z) = \frac{K_I T z^{-1}}{1 - z^{-1}} \quad [5.5.3.5]$$

$$y_k = y_{k-1} + K_I T x_{k-1} \quad [5.5.3.6]$$

PI-Regler

$$G(s) = K_P + \frac{K_I}{s} \quad [5.5.3.7]$$

$$F(z) = \frac{K_P + (K_I T - K_P) z^{-1}}{1 - z^{-1}} \quad [5.5.3.8]$$

$$y_k = y_{k-1} + K_P x_k + (K_I T - K_P) x_{k-1} \quad [5.5.3.9]$$

PID-Regler

$$G(s) = K_P + \frac{K_I}{s} + \frac{K_D s}{1 + T_1 s} \quad [5.5.3.10]$$

$$F(z) = K_P + \frac{K_I T z^{-1}}{1 - z^{-1}} + \frac{K_D (1 - z^{-1})}{T_1 (1 - e^{-T/T_1} z^{-1})} \quad [5.5.3.11]$$

$$\begin{aligned}
y_k &= (1 + e^{-T/T_1}) y_{k-1} - e^{-T/T_1} y_{k-2} + \left(K_P + \frac{K_D}{T_1} \right) x_k \\
&+ \left(K_I T - 2 \frac{K_D}{T_1} - K_P (1 + e^{-T/T_1}) \right) x_{k-1} \\
&+ \left(K_P e^{-T/T_1} - K_I T e^{-T/T_1} + \frac{K_D}{T_1} \right) x_{k-2}
\end{aligned} \tag{5.5.3.12}$$

DT1-Glied

$$G(s) = \frac{K_D s}{(1 + T_1 s)} \tag{5.5.3.13}$$

$$F(z) = \frac{K_D}{T_1} \frac{1 - z^{-1}}{1 - e^{-T/T_1} z^{-1}} \tag{5.5.3.14}$$

$$y_k = e^{-T/T_1} y_{k-1} + \frac{K_D}{T_1} (x_k - x_{k-1}) \tag{5.5.3.15}$$

PT1-Glied

$$G(s) = \frac{K_P}{(1 + T_1 s)} \tag{5.5.3.16}$$

$$F(z) = \frac{K_P (1 - e^{-T/T_1}) z^{-1}}{1 - e^{-T/T_1} z^{-1}} \tag{5.5.3.17}$$

$$y_k = e^{-T/T_1} y_{k-1} + K_P (1 - e^{-T/T_1}) x_{k-1} \tag{5.5.3.18}$$

Berücksichtigung von endlichen Stellzeiten der Stellglieder

Die Dynamik von Speisepumpe und Primärkühlmittelgebläse wird mit Hilfe einer Verzögerung erster Ordnung modellmäßig stark vereinfacht dargestellt. Für große Änderungen des Stellsignals Δx am Eingang des PT1-Gliedes führt dies zu einer Überschätzung der realen Reaktionsgeschwindigkeiten, das heißt z.B.: für eine große sprunghafte Änderung der Stellgröße nimmt die Modellpumpe schneller einen neuen Lastzustand an, als dies in der Realität der Fall wäre. Für die Stellglieder wird deshalb die PT1-Näherung nur für kleine Eingangsgrößenänderungen angesetzt. Bei Überschreitung eines Schwellenwertes Δx_{\max} läuft der Stellvorgang linear, abhängig von der endlichen Stellzeit des Stellorgans ab.

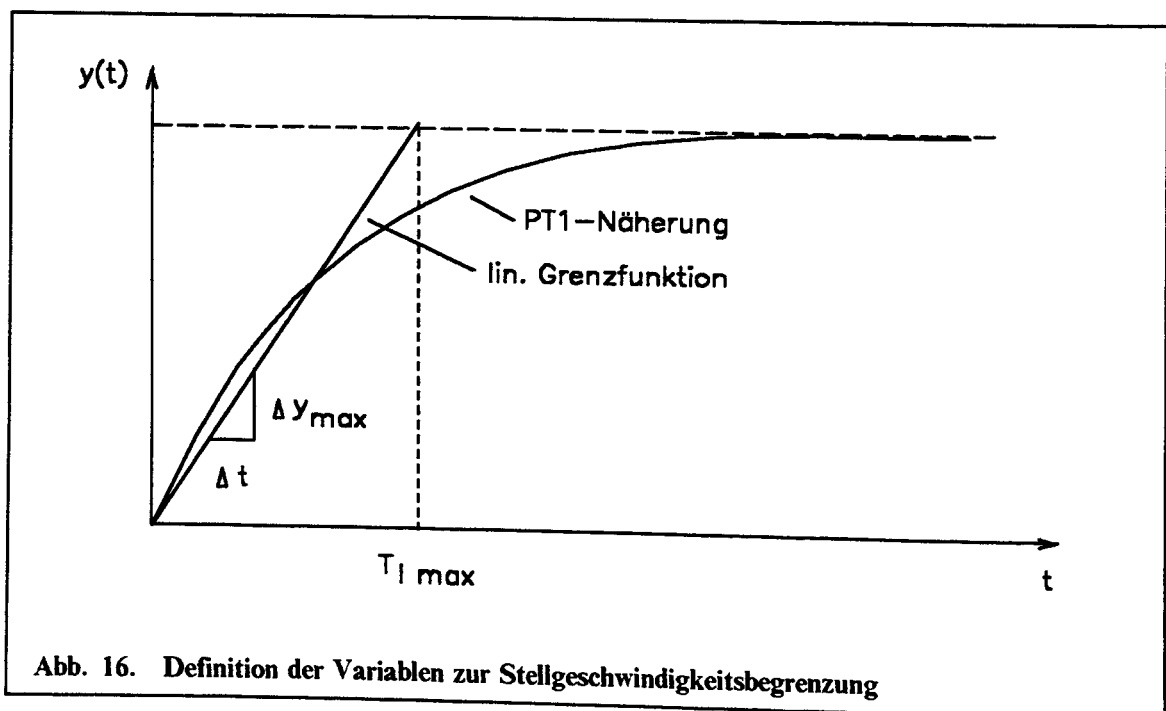
Zur Modellierung dieses Verhaltens wird für jedes Stellglied eine maximale Änderung pro Zeiteinheit

$$\Delta y_{\max} = \frac{1}{T_{I \max}} \Delta t \quad [5.5.3.19]$$

definiert. Abb. 16 dokumentiert die Definition der verwendeten Kenngrößen. Während der Simulation des Stellverhaltens wird zunächst die Rekursion entsprechend zu Gleichung 5.5.3.18 gelöst und im Anschluß die aktuelle Stellgeschwindigkeit berechnet. Beim Überschreiten der maximalen Änderungsgeschwindigkeit wird die Stellgröße y_k für den Zeitpunkt $t = kT$ in der Form

$$y_k = y_{k-1} + \Delta y_{\max} \quad [5.5.3.20]$$

bestimmt.



Physikalische und logische Begrenzungen der Stellglieder

Die technische Ausführung der Stellglieder bedingt Begrenzungen, über die hinaus eine weitere Änderung der Stellgröße in der numerischen Darstellung nicht mehr sinnvoll ist. Ferner sind logische Verriegelungen vorhanden, die aktiv vom Prozeßleitsystem ausgelöst werden, wenn bestimmte Bedingungen im Anlagenstatus vorliegen. Bei der numerischen Simulation des Stellverhaltens sind diese Begrenzungen, bzw. Verriegelungen zu berücksichtigen. Im HTR-Modul-Regelmodell werden die in Tab. 5 aufgeführten Größen berücksichtigt.

Stellgröße	Minimalwert	Maximalwert
Öffnungsquerschnitt des Turbinenhauptventils	$F = 0,0 \% F_0$	$F = 108,0 \% F_0$
Gebläsedrehzahl	$n = 10,0 \% n_0$	$n = 103,0 \% n_0$
Speisepumpendrehzahl	$n = 10,0 \% n_0$	$n = 105,0 \% n_0$
Fahrstop der Regelstäbe	$l_x = -150,0 \text{ cm}$	$l_x = 500,0 \text{ cm}$ bei Regelvorgängen $l_x = 600,0 \text{ cm}$ beim Scram

Tab. 5. Begrenzungen der Stellorgane, wobei F_0 für den normierten Öffnungsquerschnitt der Düsengruppe, n_0 die Nenndrehzahlen des Primärkreisgebläses bzw. der Speisepumpe und l_x die Einfahrtiefe der Stabgruppe bezogen auf die Obergrenze der Kugelschüttung ist.

Betrachtung des Reglerintegralanteils beim Auftreten einer Stellgrößenbegrenzung

Wird aufgrund der oben beschriebenen Mechanismen die Ausgangsgröße eines Stellglieds auf einem konstanten Niveau gehalten und besteht gleichzeitig weiter eine Regelabweichung gleichen Vorzeichens, so führt dies bei einem integralwirkenden Regler zu einem stetigen Vergrößern des Reglerausgangssignals. Erst wenn die Regelabweichung ihr Vorzeichen wechselt, wird über den integralen Algorithmus diese Ausgangsgröße zurück integriert und der Anschlag wieder verlassen. Da dies zu unerwünschten langen und großen Überschlägen führt, ist diese Besonderheit durch geeignete Maßnahmen zu beseitigen. Im Rechenmodell ist dieses für den PI- und den PID-Regler in der nachfolgend beschriebenen Weise realisiert.

PI-Regler

Es wird zunächst die Rekursionsformel Gleichung 5.5.3.9 für den kompletten Regler gelöst und anschließend der im aktuellen Zeitschritt neu hinzugekommene integrale Beitrag subtrahiert. Der bis zu diesem Zeitpunkt aufintegrierte I-Anteil bleibt erhalten.

$$\hat{y}_k = y_k - \frac{V_R T}{T_N} x_{k-1} \quad [5.5.3.21]$$

$V_R = K_P$ beschreibt den Verstärkungsfaktor und $T_N = K_P/K_I$ die Nachstellzeit des Reglers.

PID-Regler

Beim PID-Algorithmus wurde bereits bei der obigen Herleitung der Rekursion von der Möglichkeit der Superposition der Einzelbeiträge Gebrauch gemacht. Der Integriererstop wird dann so realisiert, daß man ab dem Zeitpunkt bei dem das Stellglied seinen Anschlag erreicht die Integrationskonstante K_I gleich Null setzt. Der bis dahin aufintegrierte I-Anteil bleibt analog zu Gl. 5.5.3.21 erhalten.

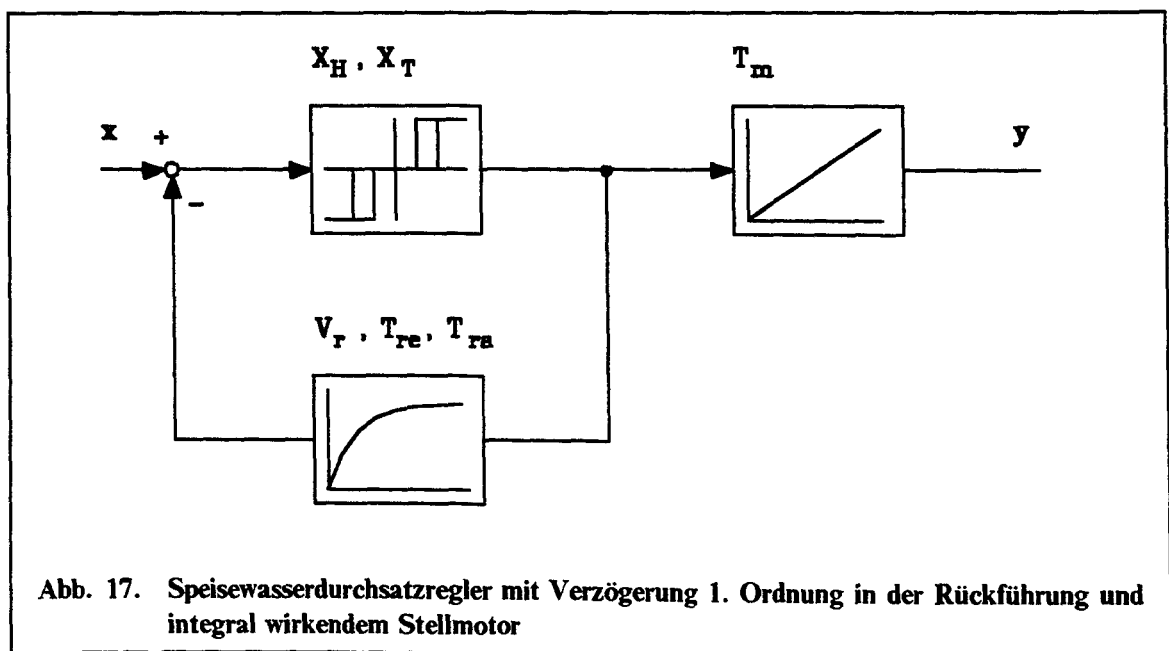
$$y_k = (1 + e^{-T/T_1}) y_{k-1} - e^{-T/T_1} y_{k-2} + \left(K_P + \frac{K_D}{T_1} \right) x_k - \left(2 \frac{K_D}{T_1} + K_P (1 + e^{-T/T_1}) \right) x_{k-1} + \left(K_P e^{-T/T_1} + \frac{K_D}{T_1} \right) x_{k-2} \quad [5.5.3.22]$$

Näherung der Dreipunkt-Speisewasserdurchsatzregelung

Der zur Speisewasserdurchsatzregelung vorgesehene Dreipunktregler [20] mit verzögerter Rückführung und integral wirkendem Stellglied gemäß Abb. 17 läßt sich für sprunghörmige Änderungen der Regelabweichung x_w durch einen Regler der Form:

$$G_R(s) \approx \frac{T_r}{\bar{V}_R T_m} \left(1 + \frac{1}{T_r s} \right) \quad [5.5.3.23]$$

darstellen [27]. Der Regler wird somit durch ein PI-Verhalten angenähert.



Es ist an dieser Stelle anzumerken, daß obige Gleichung eine Näherungslösung für das Zeitverhalten der abgebildeten Reglerstruktur darstellt und nicht direkt aus dem Schaltbild hergeleitet werden kann. Die in Analogie zum stetigen Regler einzustellenden Parameter weisen teilweise eine Abhängigkeit von der Größe der Störung bzw. des Sollwertes auf. Im Modell wird dieses vernachlässigt und \bar{V}_R aus den Parametern des nicht stetigen Reglers zu:

$$\bar{V}_R = \frac{T_{re}}{T_m V_r} \quad [5.5.3.24]$$

berechnet. Die verwendeten Kenngrößen des Reglers sind gegeben durch V_r als die Rückführverstärkung sowie den Zeitkonstanten für die Anstiegs- und Abklingfunktion T_{re} und T_{ra} . Mit T_m wird die endliche Stellzeit des Stellmotors berücksichtigt. Mit

$$K_P = \frac{T_r}{\bar{V}_R T_m} \quad \text{und} \quad K_I = \frac{1}{\bar{V}_R T_m} \quad [5.5.3.25]$$

ergibt sich die rekursive Darstellung im Zeitbereich:

$$y_k = y_{k-1} + K_P x_k + (K_I T - K_P) x_{k-1} \quad [5.5.3.26]$$

Lastabhängige Reglerparameter

Erwartungsgemäß zeigen dynamische Untersuchungen zum Verhalten des (ungeregelten) Dampferzeugers, daß der Einfluß von Heliumdurchsatzänderungen auf die Regelgröße Frischdampftemperatur stark lastabhängig ist. Die Abb. 18 dokumentiert die Rechenergebnisse mit dem Dampferzeuger-Programm SIKADE2 für Änderungen der Frischdampftemperatur als Antwort auf eine Abweichung von +0,85 kg/s vom Durchsatzgleichgewicht in unterschiedlichen Lastpunkten.

Da die Regelung der Dampftemperatur über einen Lastbereich von 10% bis 100 % Kraftwerksleistung arbeiten muß [20], ist es notwendig die Regelparameter des betreffenden PI-Reglers in Abhängigkeit vom auf Vollast normierten thermischen Leistungssollwert $P_{th, Soll}$ zu variieren. Somit gilt

$$V_{R, PI(TFD)} = V_{R, 100\%} P_{th, Soll} \quad [5.5.3.27]$$

$$T_{N, PI(TFD)} = \frac{T_{N, 100\%}}{P_{th, Soll}} \quad [5.5.3.28]$$

für die vorläufige¹⁰ Festlegung der Parameter der Frischdampftemperaturregelung.

¹⁰ Wie später noch gezeigt werden wird (Kap. 8.3), ist die feste Kopplung der Regelparameter an den thermischen Leistungssollwert in bezug auf die Stabilität des Regelkreises problematisch. Bei extremen Abweichungen vom betrieblichen Durchsatzverhältnis der Primär- und Sekun-

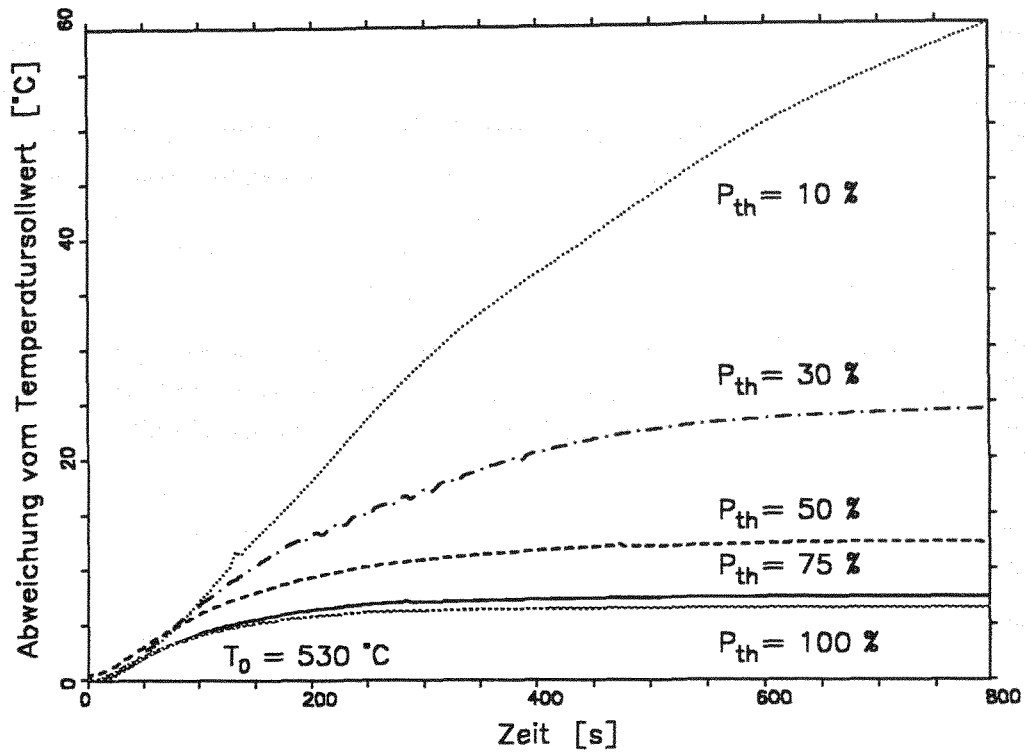


Abb. 18. Zur Abhängigkeit der Frischdampftemperatur von kleinen Änderungen des Heliumdurchsatzes bei unterschiedlichen Lastpunkten. Dargestellt sind Abweichungen der Frischdampftemperatur ΔT vom Sollwert 530 °C als Funktion der Zeit für eine sprunghafte Änderung des Heliumdurchsatzes um +0,85 kg/s zum Zeitpunkt $t = 0$ in den Lastpunkten 10%, 30%, 50%, 75% und 100% Nennleistung.

Berechnung der Reaktivitätswirksamkeit der Regelstäbe aus der Einfahrtiefe

Die Reaktivität bei unterschiedlicher Einfahrtiefe der Stabbank wird einer Serie von dreidimensionalen Rechnungen mit dem Programm V.S.O.P. [30] entnommen. Für den Einsatz im Anlagenmodell werden Ergebnisse dieser Rechnungen in eine interpolierende, zweifach stetig differenzierbare Funktion überführt [31].

Zur Approximation des in Abb. 19 dargestellten funktionalen Zusammenhangs wird eine Polynomentwicklung der Form

$$k_{\text{eff}} = \sum_{i=0}^8 a_i l_k^i \quad [5.5.3.31]$$

därseite kann dies zu einer Fehlanpassung zwischen Regler- und Dampferzeugerdynamik führen.

mit den Koeffizienten

$$\begin{aligned} a_0 &= 1.01019764, & a_1 &= -1.81665528 \cdot 10^{-05}, & a_2 &= -3.79217902 \cdot 10^{-08}, \\ a_3 &= 1.12838905 \cdot 10^{-12}, & a_4 &= -8.52017458 \cdot 10^{-13}, & a_5 &= 7.7961830 \cdot 10^{-16}, \\ a_6 &= 3.78692466 \cdot 10^{-18}, & a_7 &= -6.77648976 \cdot 10^{-21}, & a_8 &= 3.09370106 \cdot 10^{-24}, \end{aligned}$$

gewählt.

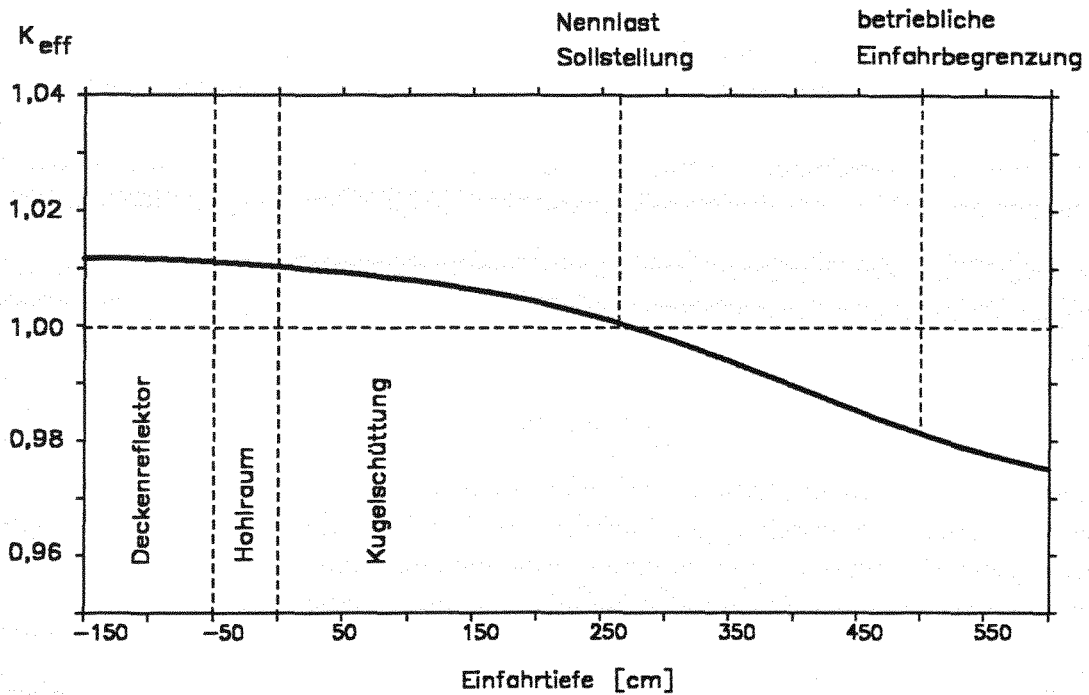


Abb. 19. Einfahrcharakteristik der Reflektorstabgruppe

Die Einfahrtiefe der Stabgruppe l_k ist Eingabegröße der Routine und wird vom Positionierantriebsprogramm errechnet. Die vom Regelprogramm an KINEX übergebene Reaktivität errechnet sich aus der Beziehung:

$$\rho \approx \delta k = \frac{k_{eff} - 1}{k_{eff}} \quad [5.5.3.32]$$

5.4.4 Modellierung der betrieblichen Blockregelung

Kommen wir nun zur Umsetzung des Konzeptes für die Blockleistungsregelung in ein Modell für die Anlagensimulation. Im einfachsten Fall bedeutet dies eine Eins-zu-Eins-Umsetzung der in Kapitel 4.2 (Abb. 5) wiedergegebenen Regelkreise in die, in den vorangegangenen Kapiteln beschriebenen, numerischen Simulationselemente. Neben den eigentlichen Reglern werden auch die Komponenten zur Meßwerterfassung und die von der Regelung geführten Stellglieder in ihrem Einfluß auf die Gesamtdynamik erfaßt.

Bedingt durch den Planungsstand ließ das vom Hersteller vorgegebene Regelungskonzept diese Eins-zu-Eins-Abbildung noch nicht zu. An einigen Stellen waren Strukturelemente noch nicht definiert und Regelparameter nicht verfügbar. Es waren somit Annahmen notwendig, die sich zum einen in der Auswahl einzelner Reglertypen widerspiegeln und zum anderen in die Wahl der Regelparameter einfließen. Bei der Auslegung der Kreiselemente konnte auf die umfangreich dokumentierten Betriebserfahrungen am THTR-300 Prototyp-Kernkraftwerk [32][33] zurückgegriffen werden.

Zur Berechnung der Regelparameter konnte bereits das erstellte Anlagenmodell herangezogen werden. Die Einstellregeln sind der Arbeit von Hofmeister¹¹ [34] entliehen. Diese sehr einfachen, auch für kaskadierte und vermaschte Kreise gültigen Regeln führten sehr zügig zu akzeptablen Ergebnissen, wie die Rechnungen zum betrieblichen Lastwechselverhalten in Kapitel 7 dokumentieren.

Kenngößen zur Identifikation des dynamischen Verhaltens der Stellglieder und Meßaufnehmer sind einschlägiger Fachliteratur [35][36] und den technischen Spezifikationen der Hersteller [37] entnommen. Eine entsprechende Auflistung der im Regelprogramm verwendeten Kenngößen befindet sich im Anhang A.6.

Für die im Modell implementierten Regelkreise

- Thermische Leistung,
- Heißgastemperatur,
- Frischdampf Temperatur,
- Frischdampfdruck,

ist auf den folgenden Seiten die Umsetzung der Struktur in der Anlagensimulation dokumentiert. Die Darstellungsform in den Abb. 20 bis Abb. 23 weicht bewußt von der in der Regelungstechnik üblichen Darstellung der geschlossenen Kreisstruktur ab und gibt die im Programm REGEL implementierte Verschaltung der Einzelelemente und die Zuordnung zwischen den Eingangs- und Ausgangsgrößen innerhalb des Programmoduls wieder.

¹¹ W. Hofmeister, *Prozeßregler. Auswahlkriterien und Einstellungshilfen* (Düsseldorf: VDI-Verlag 1975)

Thermische Leistungsregelung

Abb. 20 zeigt das Schaltbild für die thermische Leistungsregelung mit dem unterlegten Speisewasserdurchsatzregelkreis.

Der Istwert der thermischen Dampferzeugerleistung $P_{th,ist}$ wird über die Beziehung:

$$P_{th,ist} = (\dot{m}_{FD} h_{FD} - \dot{m}_{SW} h_{SW}) \quad [5.5.4.1]$$

bestimmt. Diese recht aufwendige Berechnung erfordert die Implementierung einer Wasserdampf-Enthalpien-Tafel. Im Anlagenmodell werden die benötigten Enthalpien über das Dampferzeugerprogramm SIKADE2 bestimmt.

Das Einlesen der Meßgrößen Massenstrom und Druck wird als verzögerungsfrei, das der Temperatur als verzögert betrachtet [36].

Die Förderleistung der Speisewasserpumpe wird im Konzept des Herstellers durch die Regelung des Differenzdruckes am Speisewasserregelventil eingestellt. Im Anlagenmodell wird dieser Regelkreis mit der Dynamik der Speisepumpe zu einer Verzögerung erster Ordnung zusammengefaßt [25]. Stellgröße ist die Pumpendrehzahl.

Die zur Vorsteuerung der Speisewasserdurchsatzregelung eingesetzte Kennlinie (vergl. $f(x)$ in der Abb. 20) ist linear, d.h. direkt proportional zum thermischen Leistungssollwert angesetzt.

Die Modellierung entspricht damit in den wesentlichen Punkten der unter [20] vorgeschlagenen Version.

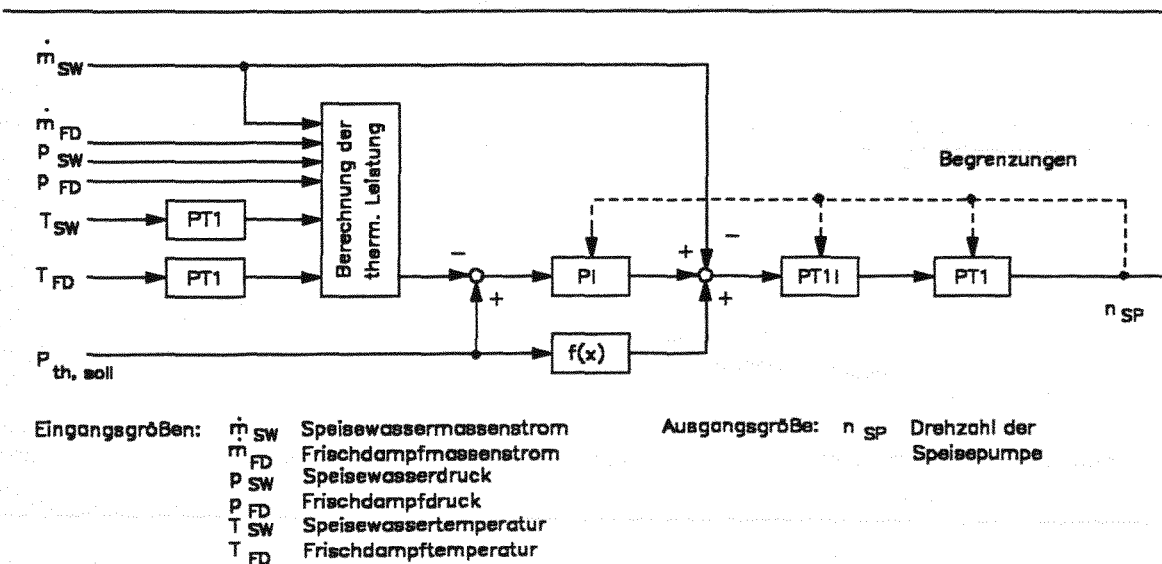


Abb. 20. Thermische Leistungsregelung: Verschaltung der Strukturelemente im Programm REGEL

Heißgastemperaturregelung

Für diesen Regelkreis lagen von Siemens keine Angaben über die Auslegung der Einzelregler sowie deren Parameter vor. Die Struktur ist entsprechend Abb. 5 auf Seite 19 festgelegt. Eckwerte für die Regelung sind gegeben durch die Temperaturprogramme entsprechend dem Teillastdiagramm (vergl. Abb. 3 in Kapitel 3.1) und die Aufschaltung des thermischen Leistungssollwertes auf den unterlagerten Neutronenflußregelkreis.

Wie in Abb. 21 dargestellt, wird für die Heißgastemperatur ein PIDT1-Regler ausgewählt und für die Flußregelung ein PI-Typ. Dies geschieht in enger Anlehnung an die Dampftemperaturregelung des THTR-300. Wie die Rechenergebnisse in den folgenden Kapiteln zeigen, kann mit dieser Wahl selbst bei schnellen Transienten eine hohe Regelgüte bei gleichzeitig geringer Schwingungsneigung der Stabgruppe erreicht werden.

Die Simulation des Stabantriebes setzt die Auslegung entsprechend [38][39] um. Die im Modell verwendeten Parameter ergeben sich teilweise aus den geometrischen Abmessungen der Baugruppen (z.B. der I-Anteil durch den Kettenantrieb) sowie aus der Forderung, daß der Positionierkreis ohne Schwingungsneigung einzustellen ist. Nichtlinearitäten, wie die Begrenzung der Stellgeschwindigkeit sind im Schaubild durch den an den P-Anteil gekoppelten Funktionsterm $f(x)$ dargestellt.

Der Gradientenbegrenzer ($f(x)$ zwischen $T_{HG, \text{soll}}$ und der ersten Summierstelle) sorgt für einen moderaten Übergang von einem Temperaturniveau auf ein Neues. Entsprechend [1] wird dem Regler eine maximale Änderung des Führungssollwertes von $\Delta T \leq 2 \text{ °C/min}$ zur Verfügung gestellt.

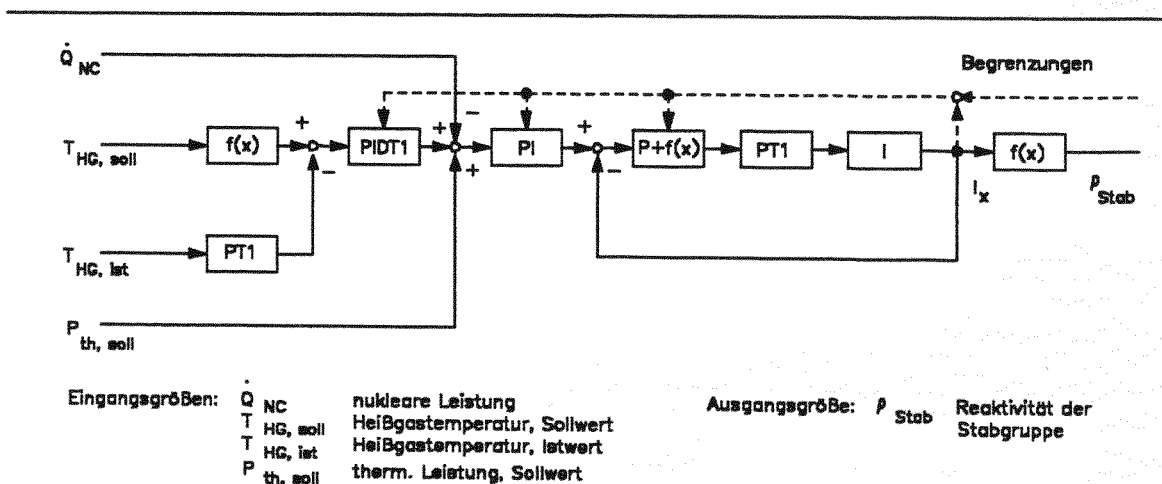


Abb. 21. Heißgastemperaturregelung: Verschaltung der Strukturelemente im Programm REGEL

Frischdampftemperaturregelung

Die Regelung der Frischdampftemperatur wird entsprechend [1][20] abgebildet. Ergänzend wird zur Verbesserung der Regelgüte bei einem Lastwechsel der thermische Leistungssollwert $P_{th, Soll}$ über ein DT1-Glied zur Vorsteuerung aufgeschaltet.

Der Drehzahlstellbereich des Gebläses ist programmintern zwischen 10 % und 103 % des Nennwertes begrenzt.

Die Simulation der Temperaturmeßstelle erfolgt über eine Verzögerung erster Ordnung. Der Meßort liegt am Ende des DE-Kompensationsbündels.

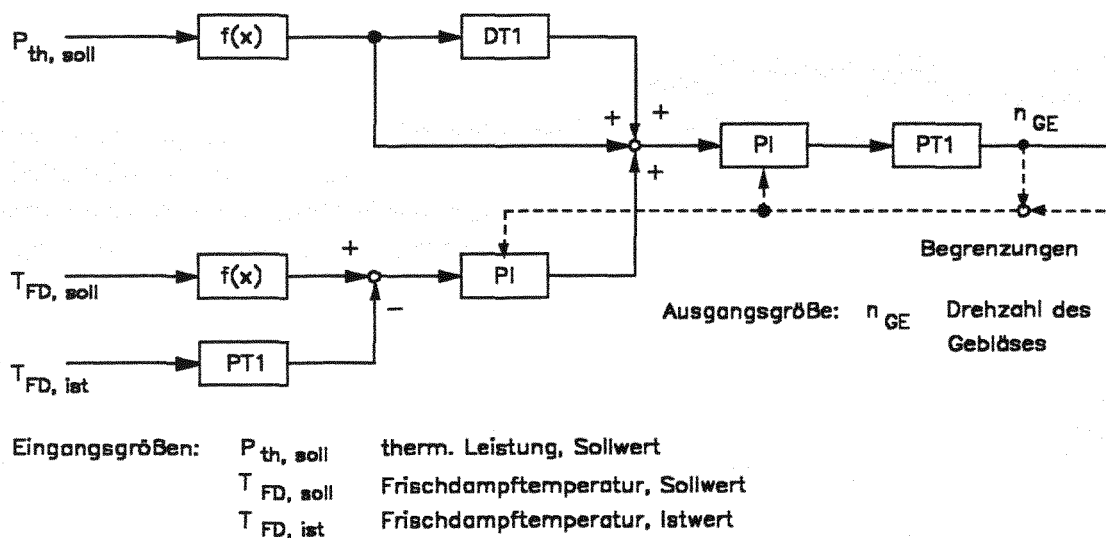


Abb. 22. Frischdampftemperaturregelung: Verschaltung der Strukturelemente im Programm REGEL

Frischdampfdruckregelung

Die Vordruckregelung ist entsprechend dem Regelkonzept des Herstellers sehr einfach ausgeführt. Da für diesen Regelkreis noch keine Angaben über die Systemkonstanten vorlagen, wird hier auf die Angaben von HRB für die betreffenden Kenngrößen der Kreisglieder des THTR-300 zurückgegriffen [25].

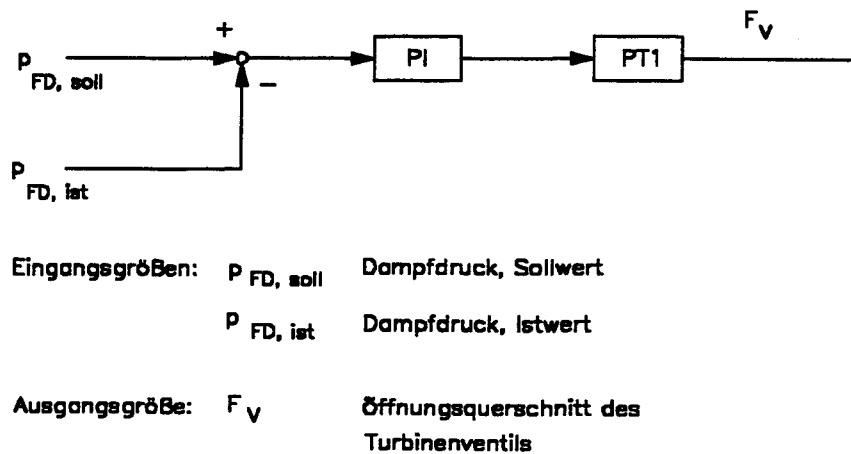


Abb. 23. Frischdampfdruckregelung: Verschaltung der Strukturelemente im Programm REGEL

6.0 Methoden zur Modellüberprüfung und ihre Anwendung auf konkrete Teilprobleme

An den Beginn dieses Kapitels sei ein Zitat von Samuel D. Stearns [28] gesetzt, welches, wie ich meine, sehr anschaulich die vielschichtigen Fallstricke, die die Ergebnisse einer jeden Simulationsarbeit verfälschen können, beleuchtet: *'Letzten Endes hat es die Simulation immer mit einer Mischung von Kunst, Wissenschaft, Glück und verschiedenen Graden der Ehrlichkeit zu tun. Es ist im allgemeinen möglich, einen komplexen Prozeß so zu modellieren, daß das Ergebnis dem gleicht, was der Wissenschaftler zu sehen wünscht, anstatt daß es ein getreues Abbild der Wirklichkeit ist, und man muß sorgfältig darauf achten, aus der Komplexität der Simulation keine irreführenden Ergebnisse abzuleiten.'*¹²

Die Überprüfung der Rechenergebnisse muß also ein wesentlicher Bestandteil einer Modellbildung sein. Dies gilt natürlich ganz besonders für sehr komplexe Probleme, wie bei dem Vorliegenden, wo das dynamische Verhalten eines kompletten Kraftwerks mit einem Rechenmodell erfaßt werden soll. Die Belastbarkeit der Rechenergebnisse ist dabei in hohem Maße vom Validierungsgrad der Einzelkomponenten abhängig. Für eine integrierte Gesamtsimulation ist darüber hinaus eine einwandfreie Kommunikation aller beteiligten Teilprogramme untereinander nachzuweisen, weil eine fehlerhafte Kommunikation zu einer falschen Wiedergabe des tatsächlichen Systemverhaltens führt.

Im folgenden soll dieser Nachweis exemplarisch an Hand repräsentativer Teilprobleme geführt werden. Das Hauptaugenmerk richtet sich dabei auf die Komponenten zur Abbildung von Dampferzeuger und Regelung. Während die Programmodule THERMIX, DIREKT einen hohen Validierungsstand aufgrund vielfältiger Modellüberprüfungen in Form versuchs- und inbetriebnahmebegleitender Rechnungen erreicht haben, gilt dies nicht für die Module SIKADE2 und REGEL. Auf die Betrachtung der Sekundärkreissimulation SEKU sei hier wegen der recht einfachen Modellierung mit standardisierten Methoden verzichtet.

Für eine im Planungsstadium befindliche Anlage kann die notwendige Modellüberprüfung nur über die Beurteilung physikalisch sinnvoller Simulationsergebnisse erfolgen [13]. Für das HTR-Modul-Anlagenmodell stehen hierzu unterschiedliche Möglichkeiten zur Verfügung:

- Zum instationären Verhalten des DE liegen bereits Voruntersuchungen der Fa. Interatom vor. Dies betrifft die Dynamik bei Lastwechseln und bei einer Reaktorschnellabschaltung. Die von Interatom (IA) zur Verfügung gestellten Rechenergebnisse werden dazu mit den über das Gesamtanlagenmodell gewonnenen Ergebnissen in den folgenden Kapiteln 6.1 und 6.2 verglichen.
- Im Bereich der Regelung genügt es vielfach, die Funktionstüchtigkeit der Einzelkomponenten (Begrenzungen, Verriegelungen, Parameteränderungen, Integralabschaltung) und die Verschaltung zum vollständigen Regelkreis zu überprüfen. Der Nachweis über

¹² S.D. Stearns, *Digitale Verarbeitung analoger Signale* (München: R. Oldenbourg Verlag 1979), S. 232

die numerisch korrekte Umsetzung des Komponentenverhaltens war Gegenstand ausgedehnter Modelltests während der Programmerstellung und sei hier nicht betrachtet.

- Die Durchführung integrierter Gesamtsimulationen stellen hohe Anforderungen an den Ablauf des Anlagenmodells. Sie sind somit geeignet, die einwandfreie Funktion und Kommunikation aller programmtechnischen Abläufe zu analysieren. Zudem erlaubt eine solche integrale Simulation die Überprüfung der Funktionsfähigkeit des implementierten Regelsystems, dessen richtiger Dimensionierung in seiner Gesamtheit sowie der einwandfreien Einbindung in den sequentiellen Berechnungsablauf. Im Kapitel 7 werden daher ergänzend zu den eigentlichen Rechnungen zum instationären Verhalten des Kraftwerkes unterschiedliche Teilprobleme analytisch behandelt und mit den Ergebnissen der instationären Gesamtanlagensimulation verglichen.

6.1 Dynamisches Verhalten des Dampferzeugers bei einem Lastsprung von 100 % auf 80 % Nennleistung

Zur Überprüfung der Rechenergebnisse des Dampferzeugerprogramms SIKADE2 werden die Ergebnisse einer Interatom-Studie [20] zum dynamischen Verhalten des geregelten DE bei Laständerungen herangezogen. Neben dem Vergleich von lokalen Prozeßgrößen im Dampferzeuger und an der DE-Liefergrenze lag ein wesentlicher Gesichtspunkt der Gegenüberstellung auf der Frage, wie sich das komplexe Zeitverhalten dieser Komponente in den Rechnungen darstellt.

Auf Seite von Interatom wurden die Rechnungen mit dem Programm DEVIL und einem vereinfachten Regelsystem zur Berechnung der dynamischen Randbedingungen durchgeführt. DEVIL ist ein Rechenprogramm zur Beschreibung des stationären und dynamischen Verhaltens eines Zwangsdurchlaufkessels. Ursprünglich im Rahmen einer F + E Aufgabe für den SNR-300 entwickelt, ist die zunächst für die Beheizung mit Natrium ausgelegte Komponente zur Abbildung des Modul-DE auf eine Beheizung mit Helium und Wasser erweitert worden.

Das DEVIL-Rechenmodell ist folgendermaßen zu charakterisieren:

- Darstellung eines repräsentativen Rohres
- primärseitig eine inkompressible Einphasenströmung (Strömungsumkehr zulässig)
- sekundärseitig eine kompressible, homogene Zweiphasengleichgewichtsströmung
- voll implizites Integrationsverfahren, iterative Lösung des nichtlinearen Gleichungssystems

Eine detaillierte Beschreibung der Modellannahmen und des Lösungsverfahrens findet sich in [40].

Die Absicherung der Simulationsergebnisse erfolgte bei IA durch versuchsbegleitende Rechnungen [41] und analytische Behandlung von Teilproblemen [42]. Eine abschließende Validierung für die verwendeten Arbeitsbereiche ist jedoch von IA nicht mehr durchgeführt worden, so daß ein Vergleich der Rechenergebnisse der auf unterschiedlichen Modellannahmen begründeten, unabhängig entwickelten Programme DEVIL und SIKADE2 an dieser Stelle interessante Ergebnisse für beide Seiten liefern wird.

Randbedingungen der transienten Rechnung

Die Heißgastemperatur (700 °C) und der Dampfdruck (190 bar) werden als konstant unterstellt.¹³

Die Speisewassertemperatur stellt sich lastabhängig entsprechend der thermischen Leistung ein. Für den betrachteten kurzen Zeitraum von 200 Sekunden kann aufgrund der großen Speicherzeitkonstanten des Speisewasserbehälters die DE-Eintrittstemperatur als konstant angesehen werden.

Das Zeitverhalten von Gebläse und Speisepumpe wird durch Verzögerungen erster Ordnung mit den Zeitkonstanten $T_{GEB} = 5 \text{ s}$ und $T_{SP} = 2 \text{ s}$ genähert.

Die Abbildung der Geometrie des DE erfolgt entsprechend dem Projektstand von 1985 [43][44].

Für die Regelung werden die von IA vorgegebenen Kenngrößen übernommen:

Dampferzeugerleistungsregler

- | | |
|-----------------------|------------------------|
| - Proportionalbeiwert | $V_R = 1,0$ |
| - Nachstellzeit | $T_N = 20,0 \text{ s}$ |

Speisewasserdurchsatzregler

- | | |
|--|--------------------------|
| - Abfallzeitkonstante | $T_{ra} = 10 \text{ s}$ |
| - Anstiegszeitkonstante | $T_{re} = 10 \text{ s}$ |
| - Rückkopplungsverstärkung | $V_r = 0,25$ |
| - Tote Zone | $x_T = 1,0 \%$ |
| - Hysterese | $x_H = 0,25 \%$ |
| - Stellzeit des Speisewasserregelventils von 0 % auf 100 % | $T_{max} = 40 \text{ s}$ |

Der von IA berechnete Heliumdurchsatz kann mit der im Anlagenmodell implementierten Frischdampfdrucktemperaturregelung nicht nachvollzogen werden. Aufgrund der Tot- und Verzögerungszeiten der Regelgröße T_{FD} und der von IA angegebenen Zeitkonstanten des Gebläses von 5 Sekunden erscheint der zugrunde gelegte zeitliche Verlauf des Primärkühlmitteldurchsatzes nicht plausibel. Trotzdem wird hier zum Zwecke der besseren Vergleichbarkeit der Ergebnisse der SIKADE2-Rechnung der Heliumdurchsatz aus der IA-Studie als Randbedingung aufgeprägt.

Als dynamische Randbedingung wird beiden Rechnungen eine sprungförmige Änderung des Leistungssollwertes von 100 % auf 80 % Nennleistung entsprechend Abb. 24 vorgegeben.

¹³ Die in Kapitel 7 gerechnete Gesamtanlagensimulation zeigt, daß diese Annahme für den Frischdampfdruck als problemlos angesehen werden kann. Für konstante Heißgastemperatur wird jedoch der Anstieg der Dampfdrucktemperatur unterschätzt.

Diskussion der Ergebnisse

Die Ergebnisse der Rechnungen mit SIKADE2 und DEVIL für den oben beschriebenen schnellen Lastwechsel sind in den Abb. 24 bis Abb. 27 graphisch aufgearbeitet. In Abb. 24 ist der Verlauf der thermische DE-Leistung und die als Führungsgröße vorgegebene Solleistung aufgetragen. Abb. 25 gibt die Durchsatzverläufe der Medien Helium, Wasser und Dampf wieder. Die Ecktemperaturen am Bündeleintritt und -austritt zeigt Abb. 26. Die räumliche Änderung im Verlauf von Siede- und Überhitzerzone über der Zeit ist in Abb. 27 dargestellt.

Es zeigt sich, daß der geregelte Dampferzeuger in der Lage ist, die geforderte Laständerung von 20 % Nennlast mit einer Verzögerung von ca. 12 Sekunden zu realisieren. Bei einer Stellzeit von 40 Sekunden für den gesamten Stellbereich des Speisewasserregelventils bedeutet dies, daß für schnelle, sprungförmig geänderte Lastanforderungen das Folgeverhalten des geregelten Dampferzeugers im wesentlichen durch die Stellzeit dieses Stellorgans bestimmt wird. In der Frischdampf Temperatur treten während des Lastwechsels maximale Überschlüsse von 14 °C bei SIKADE2 und 19 °C bei DEVIL (Abb. 26) auf.¹⁴

In Folge der Leistungsabsenkung kommt es zu einer axialen Temperaturumverteilung im Rohrbündel. Die damit verbundenen Längenänderungen in der Vorwärm-, Verdampfungs- und Überhitzungszone sind in Abb. 27 wiedergegeben.

Anzumerken ist, daß im Laufe der Transiente das Verhältnis von Primärkühlmitteldurchsatz zum Speisewasserdurchsatz in beiden Rechnungen bis auf 0,88 absinkt. Der Abstand zum RESA-Anregekriterium von $\dot{m}_{HE} / \dot{m}_{SW} \leq 0,75$ erscheint jedoch noch ausreichend.

Bewertung der numerischen Simulationsergebnisse von SIKADE2 und DEVIL

Eine Gegenüberstellung der Rechenergebnisse von SIKADE2 und DEVIL zeigt, daß beide Programme das dynamische Verhalten während des Lastwechsels in sehr ähnlicher Weise beschreiben. Diese gute Übereinstimmung der Simulationsergebnisse ist um so stärker zu bewerten, als in der gegebenen Konfiguration von DE-Programm und Regelung bereits kleine Abweichungen der errechneten Prozeßgrößen über die Kopplung zu stark unterschiedlichen transienten Verläufen und Endzuständen führen können.

Die stationär berechneten Anfangszustände und die sich nach erfolgtem Lastwechsel einstellenden Endzustände der Prozeßvariablen werden von beiden Programmsystemen ohne nennenswerte Unterschiede beschrieben.

¹⁴ Die kleinere Abweichung bei der SIKADE2-Rechnung ist durch die zu geringe Verzögerungszeit der Heliumdurchsatzänderung bedingt. Eine realistischere Berücksichtigung dieser Zeitkonstante führt auch mit diesem Rechenprogramm zu einer ähnlichen Temperaturerhöhung.

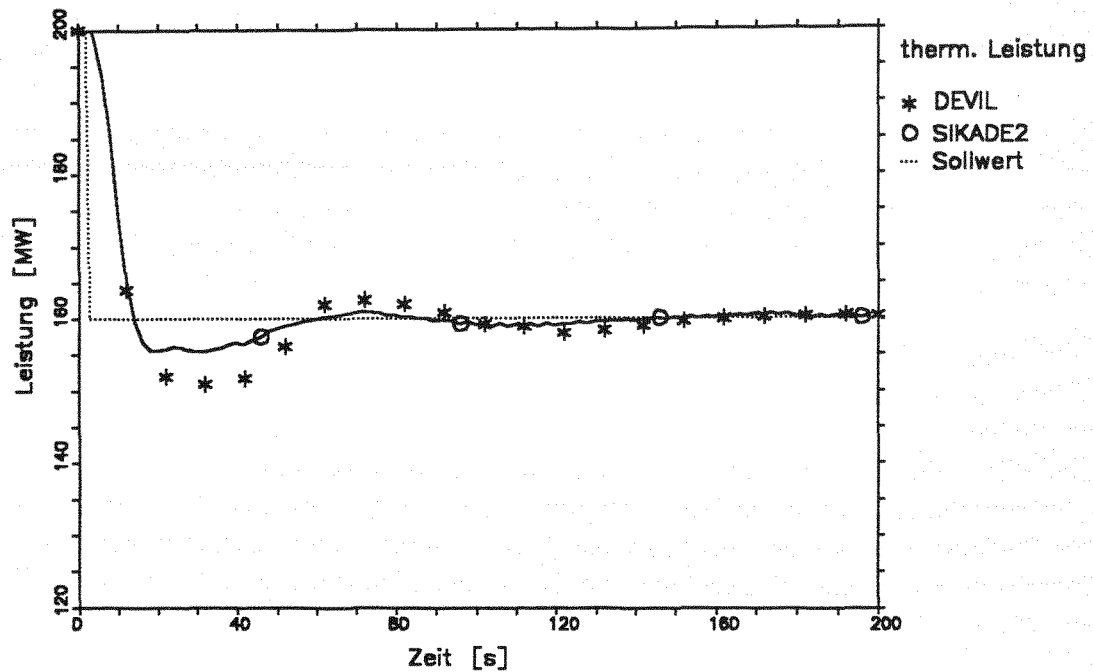


Abb. 24. Lastsprung von 100 % auf 80 %, Verlauf der thermischen Dampferzeugerleistung und der Führungsgröße $P_{th, SOLL}$ (Vergleich DEVIL-SIKADE2)

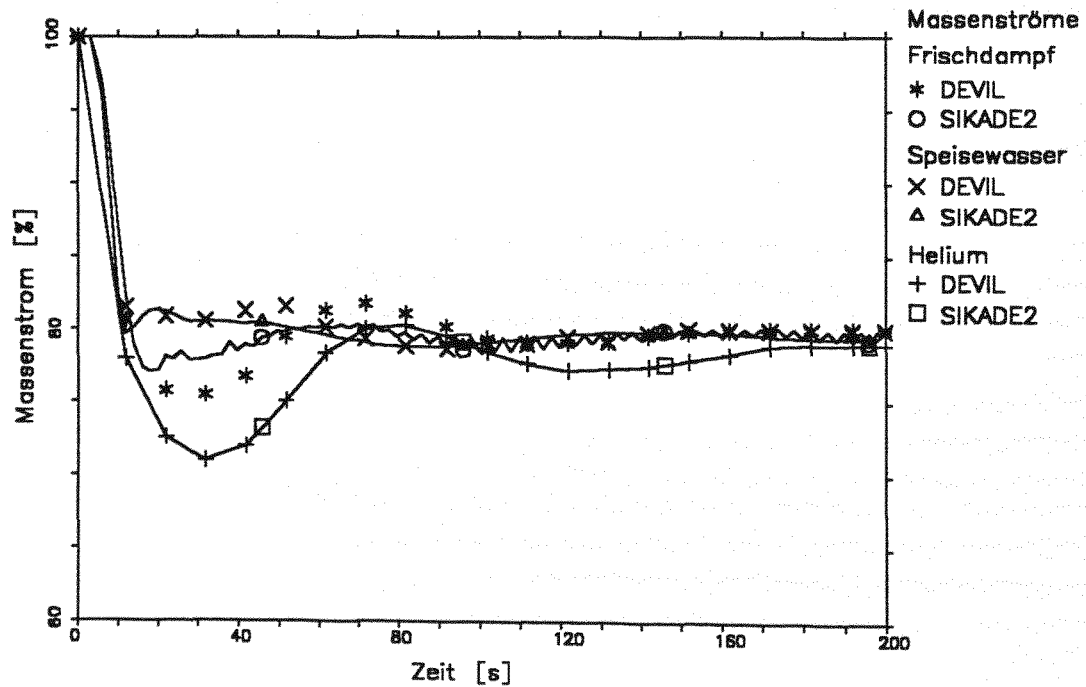


Abb. 25. Lastsprung von 100 % auf 80 %, Verlauf der relativen Helium-, Wasser- und Dampfdurchsätze (Vergleich DEVIL-SIKADE2)

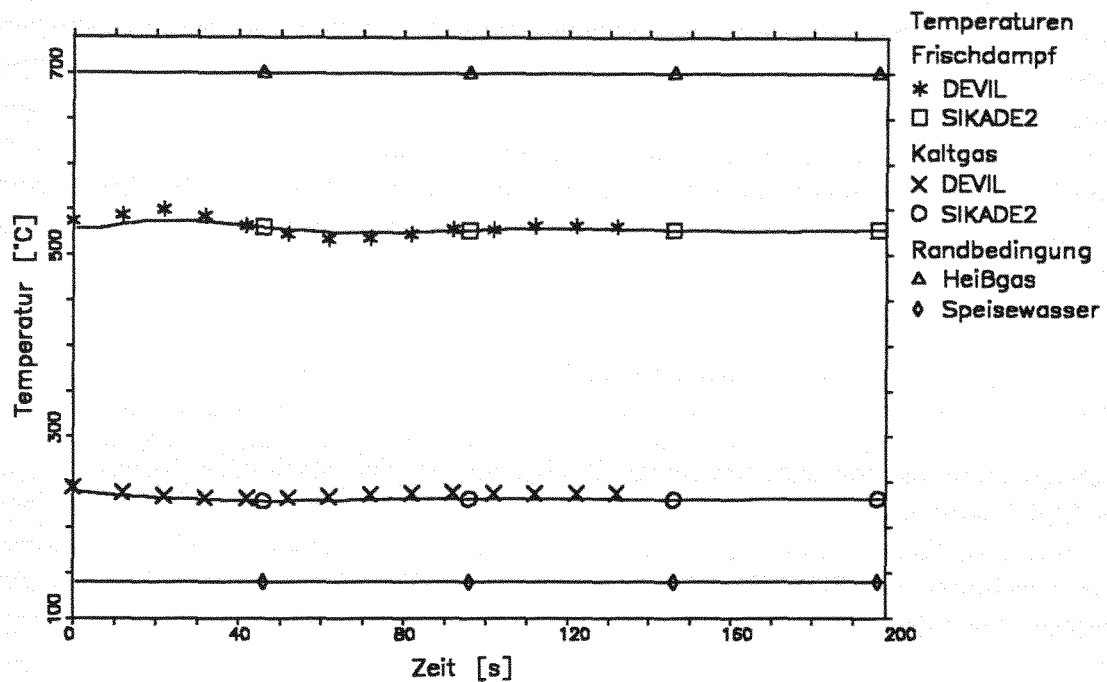


Abb. 26. Lastsprung von 100 % auf 80 %, Verlauf der Ecktemperaturen des Dampferzeugers (Vergleich DEVIL-SIKADE2)

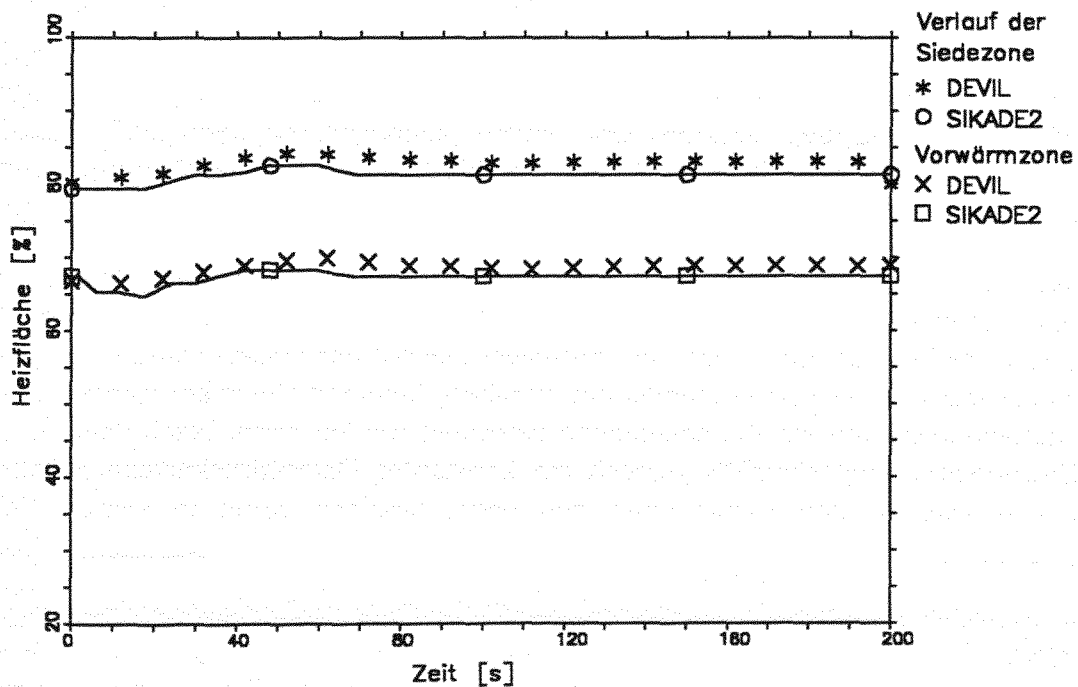


Abb. 27. Lastsprung von 100 % auf 80 %, Verlauf der Vorwärm- Verdampfungs- und Überhitzungszone (Vergleich DEVIL-SIKADE2)

6.2 Berechnung der Vorgänge am DE bei einer "RESA von Hand"

Die rechnerische Darstellung der betrieblichen Prozedur "RESA von Hand" stellt hohe Anforderungen an die verwendeten numerischen Modelle. Geht es doch bei dieser Transiente nicht nur um die Beschreibung von Abweichungen um einen festen Betriebspunkt, sondern um das Durchlaufen des gesamten nichtlinearen Arbeitsbereiches der Dampferzeugerkomponente innerhalb einer sehr kurzen Zeitspanne. Die Absicherung der Rechenergebnisse ist damit ausgesprochen wichtig für die Belastbarkeit der nachfolgend gemachten Aussagen.¹⁵

Randbedingungen der transienten Rechnung:

Anfangsbedingung für die transiente Rechnung ist der stationäre Vollastzustand. SIKADE2 wird unter den vom Gesamtanlagenmodell berechneten Randbedingungen T_{HG} , p_{PR} , \dot{m}_{HE} , T_{SW} , p_{FD} und \dot{m}_{SW} betrieben. Wichtige, an das Anlagenmodell zurückgegebene Ergebnisse der SIKADE2-Rechnung sind die Kaltgastemperatur T_{KG} vor dem Gebläse, der Frischdampfmassenstrom \dot{m}_{FD} und die dampfseitige Austrittstemperatur T_{FD} .

Zum Zeitpunkt $t = 2$ Sekunden wird eine Reaktorschnellabschaltung eingeleitet. Durch das Reaktorschutzsystem ausgelöst, erfolgt das Schließen der Speisewasserarmatur innerhalb von 2 Sekunden. Zeitgleich wird das Gebläse abgeschaltet. Die Auslaufzeit auf 50 % Nenndrehzahl ist mit 4 Sekunden [1] vorgegeben. Entsprechend ergibt sich der resultierende Heliumdurchsatz gemäß Abb. 28.

Das Schließen der Gebläseklappe erfolgt verzögert nach 20 Sekunden. Im Rahmen der numerischen Umsetzung kann der Heliumdurchsatz nicht exakt zu Null gesetzt werden. Die Simulation rechnet deshalb mit einem Durchsatzrest von 0,5 % des Nenndurchsatzes, das heißt 0,425 kg/s nach Abschluß aller transienten Durchsatzänderungen.

Der sekundärseitige Druck wird für den gesamten Verlauf der Transiente als konstant 190 bar unterstellt. Dies erscheint gerechtfertigt, da nach dem Schließen des Turbinenschnellschlußventils wegen der Speicherkapazität der großen Dampfmassen im Dampferzeuger und der Frischdampfleitung vorübergehend mit einem konstanten Druck am Frischdampfstutzen als Randbedingung gerechnet werden kann. Nach dem Öffnen der Umleitventile wird ebenfalls geregelt ein konstantes Dampfdruckniveau gehalten. Diese sehr vereinfachten Randbedingungen berücksichtigen damit in keiner Weise

¹⁵ Die gesicherte Darstellung dieser Betriebsprozedur ist umso bedeutsamer, als die bei einer "RESA von Hand" auftretenden Kurzzeitbelastungen im Primär- und Sekundärkreislauf (im wesentlichen durch das Verhalten des DE bestimmt) ähnlich zu den sicherheitstechnisch relevanten Durchsatzstörungen "Ausfall der Eigenbedarfsversorgung" und "Ausfall des Primärkreislaufgebläses" sind. In diesen Fällen erfolgt die Auslösung der Schutzaktionen durch das Reaktorschutzsystem so rasch nach dem Auftreten der Störung, daß die Durchsatzverläufe gegenüber einer "RESA von Hand" nur im Sekundenbereich gegeneinander verschoben werden. Es ergeben sich somit nahezu deckungsgleiche Temperatur- und Massenstromtransienten.

schnelle kurzzeitige Druckwellen, wie sie etwa durch das Schließen oder Öffnen der Armaturen auf der Frischdampfseite auftreten. Da es hier jedoch nicht um eine Festigkeitsbewertung des DE und der anschließenden Rohrleitungen geht, sondern um die globale Beschreibung der Vorgänge am DE während der RESA, können diese Randbedingungen als genügend genau angesehen werden.¹⁶

Ergebnisse der numerischen Simulation

Die Durchsatzverläufe im DE während der Transiente sind geprägt durch das gleichzeitig ausgelöste Schließen der Speisewassereintrittsarmatur und das Abschalten des Primärkühlmittelgebläses. Die resultierende Dampfproduktion ist abhängig von den sich ändernden Wärmeübergangskoeffizienten nach Stagnation des Zwangsdurchsatzes auf der Speisewasserseite und der verzögert zurückgenommenen Beheizung im Primärkanal, bedingt durch die Auslaufzeit des Gebläses. Die entsprechenden Durchsatzverläufe zeigt Abb. 28.

Das Schließen der Frischdampfarmatur sollte aus diesem Grunde verzögert erfolgen, so daß die noch verbleibende Dampfproduktion während des Gebläseauslaufs nicht zu einer Druckerhöhung im DE oder gar zum Ansprechen des Frischdampfsicherheitsventils führt.¹⁷ Der Verlauf der DE-Ecktemperaturen T_{HG} , T_{FD} , T_{KG} , T_{SW} ist in Abb. 29 wiedergegeben. Die Rechnung zeigt, daß nach Abschalten des Reaktors und dem Auslauf des Gebläses (Durchsatzrest 0,425 kg/s) sich die Primärkühlmittel-Eintrittstemperatur am DE dem Temperaturniveau des Bodenreflektors angeglichen hat. Der Grund hierfür liegt in der geringen Wärmekapazität des Heliums.

Der Anstieg der Frischdampf Temperatur wird hervorgerufen durch die Aufheizung in der Überhitzungszone des Rohrbündels infolge der verzögerten Reduktion des Primärdurchsatzes und dem Angleichen der Dampftemperatur an die Rohrwandtemperatur am heißen Überhitzerende. Der maximale Endwert der Dampftemperaturen wird bereits wenige Sekunden nach dem Auslauf des Gebläses erreicht.

Längerfristig erfolgt auch für die Primärkühlmittel-Austrittstemperatur ein Angleich an die Temperaturen am kalten Bündelende, bestimmt durch die Wassertemperatur auf der Sekundärseite.

¹⁶ Sicherheitstechnisch sind diese kurzzeitigen Druckwellen insofern von Bedeutung, als die Rohrleitungen, -verbindungen und gegebenenfalls die Rohraufhängungen den dabei auftretenden Belastungen gewachsen sein müssen.

¹⁷ Um einem weiteren Druckanstieg durch Temperatenausgleichsvorgänge im Rohrbündel nach dem Schließen der Gebläseklappe entgegenzuwirken, wurde bei IA diskutiert, die frischdampfseitige Absperrarmatur mit einer Lochblende auszustatten, um so noch entstehende Dampfmen gen während der "Standby-Phase" aus dem DE abzuführen [41].

Vergleich der Ergebnisse von SIKADE2 und DEVIL

Ein Vergleich der Simulationsergebnisse der beiden unabhängig voneinander durchgeführten Untersuchungen mit SIKADE2 (KFA-ISR) und DEVIL (Interatom) zeigt auch für diese extrem schnelle Massenstromtransiente eine gute Übereinstimmung.

Aufgrund der vollständigen Unabhängigkeit bei der Entwicklung der beiden dynamischen Programmsysteme SIKADE2 und DEVIL auf der Basis unterschiedlicher Modellannahmen sind somit systematische Fehler aus gemeinsamer Ursache weitgehend auszuschließen.

Für den oben beschriebenen Betriebsbereich kann damit der Einsatz des Dampferzeugerdynamikprogrammes SIKADE2 im Rahmen eines integrierten Gesamtanlagenmodells zur generischen Sicherheitsanalyse als geeignet angesehen werden.

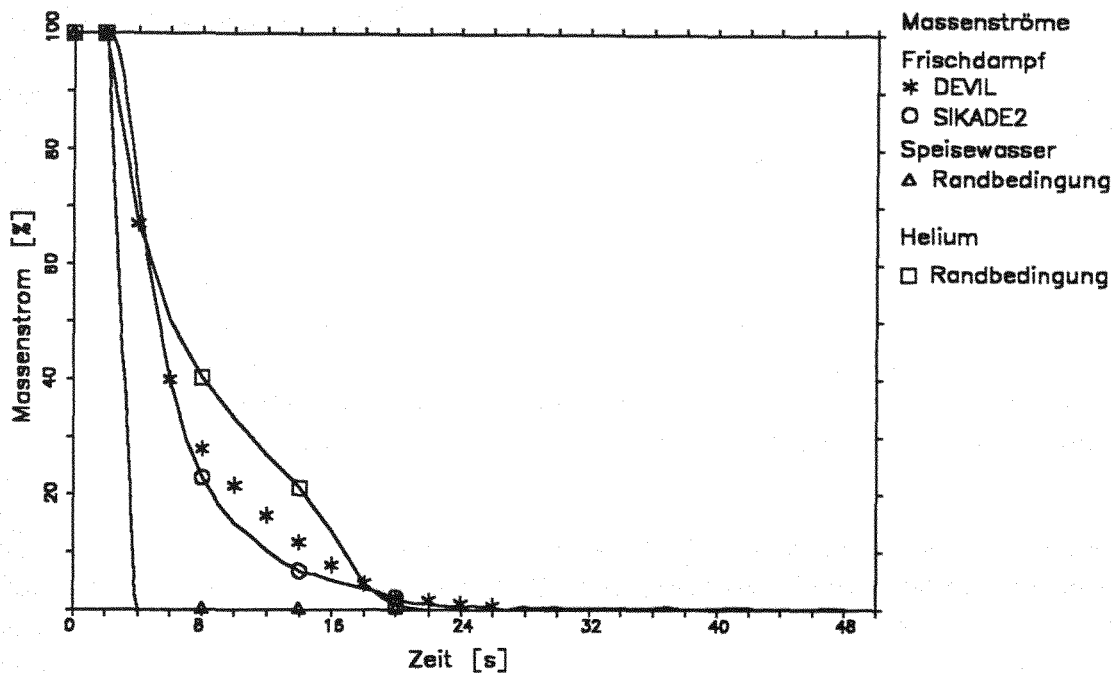


Abb. 28. Massenströme am Dampferzeuger nach RESA (Vergleich DEVIL-SIKADE2), die Massendurchsätze sind in Prozentanteilen der Vollastwerte $\dot{m}_{HE0} = 85 \text{ kg/s}$ und $\dot{m}_{SW0} = 77 \text{ kg/s}$ angegeben.

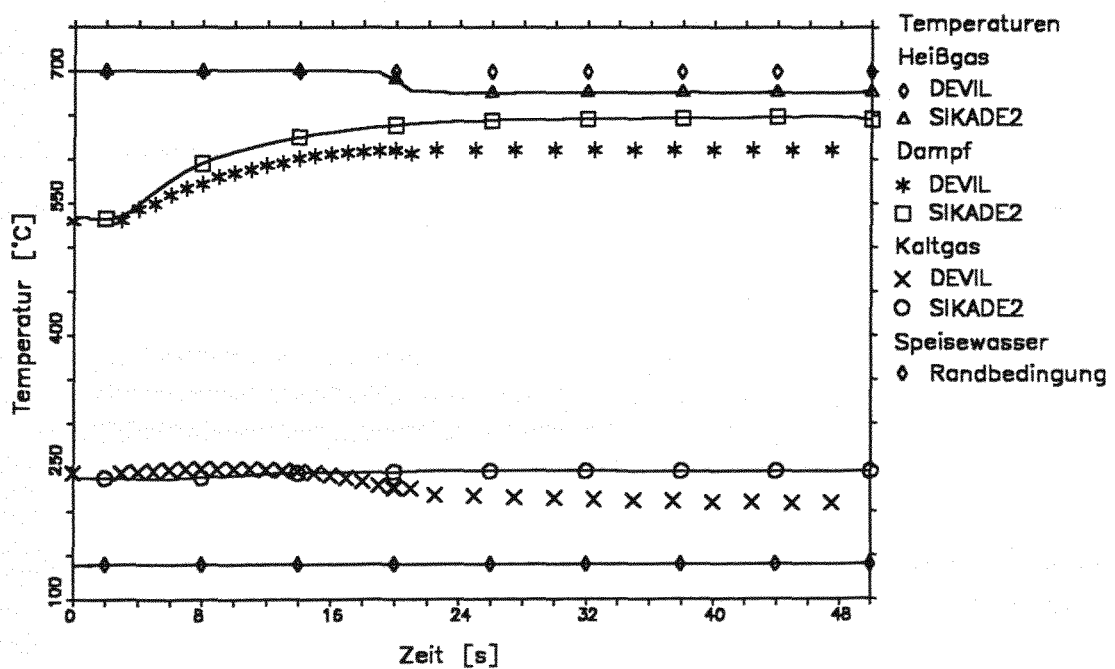


Abb. 29. Temperaturen am Dampferzeuger nach RESA (Vergleich DEVIL-SIKADE2)

7.0 Untersuchungen zum dynamischen Verhalten der Gesamtanlage bei Lastwechseln

Mit dem erstellten Kraftwerksmodell wird in diesem Kapitel das instationäre Verhalten des HTR-Modul bei unterschiedlichen Lastwechselprozeduren rechnerisch dargestellt. Mit der numerischen Simulation kann so erstmals das Lastwechselverhalten des geregelten Modul komponentenübergreifend und quantitativ dargestellt werden. Die vielfältigen instationären Abläufe innerhalb des Kraftwerks werden so für die Sicherheitsanalyse zugänglich gemacht. An Hand der Rechenergebnisse können wertvolle Einblicke in die transienten Vorgänge der Gesamtanlage gewonnen und ein tiefes Verständnis für die vielschichtigen Verkopplungen der Einzeleffekte innerhalb des Gesamtsystems erreicht werden. Die mit dem Rechenprogramm erreichbare Abbildungstiefe gestattet die detaillierte Analyse der während der Transiente ablaufenden physikalischen und regelungstechnischen Vorgänge.

Über die komplexe Simulation dieser normalbetrieblichen Transienten, die - wie bereits in Kapitel 6 angedeutet - allerhöchste Anforderungen an die Kommunikation der Einzelprogramme untereinander stellen, kann gleichzeitig gezeigt werden, daß die komplexen physikalisch-technischen Zusammenhänge und ihre gegenseitige Verkopplung richtig wiedergegeben werden.

Zielvorgaben der in diesem Kapitel durchgeführten Untersuchungen zum instationären Leistungsbetrieb der HTR-Modulanlage sind damit zum einen die detaillierte quantitative Beschreibung der transienten Abläufe während verschiedener betrieblicher Zustandsänderungen sowie andererseits der Nachweis der richtigen Wiedergabe des physikalischen Systemverhaltens durch das erstellte Gesamtanlagenmodell.

7.1 Zeitlich veränderliche Randbedingungen für zwei repräsentative Betriebsfälle

Für die numerische Simulation werden zwei repräsentative Betriebsfälle ausgewählt:

Fall I

Kurzzeitiger Lastwechsel aus dem 100 % Vollastgleichgewicht auf 50 % Nennleistung. Vor dem Hintergrund schwacher Temperaturtransienten ist hier die Fahrweise mit konstanter Kühlmittelaustrittstemperatur vorgesehen.

Fall II

Längerfristige Absenkung der Kraftwerksleistung auf 50 % Teillastniveau. Zur Reduktion der Temperaturen im Reaktor wird in diesem Betriebsfall eine Absenkung der Kühlmittelaustrittstemperatur vorgenommen.

Die Änderung der thermischen Modul-Leistung erfolgt hierbei über die Blockregelung. Diese verstellt während des Lastwechsels die Sollwerte für die unterlagerten Regelungen der nuklearen Leistung und der Heißgastemperatur, der Gebläsedrehzahl und der

thermischen Leistung entsprechend dem Teillastprogramm. Im Fall I wird hierzu als einziger äußerer Eingriff der zeitliche Verlauf des Leistungssollwertes vorgegeben. Im Fall II wird zusätzlich zur Änderung des Leistungssollwertes der Heißgastemperatursollwert zeitlich veränderlich aufgeprägt. Die Laständerungsgeschwindigkeiten sind entsprechend den für Lastwechsel vorgesehenen 10 %/min und den für Temperaturänderungen festgelegten maximalen 2 °C/min angesetzt. Zur besseren Übersicht sind diese zeitabhängigen Randbedingungen in Tab. 6 noch einmal dargestellt. Die prozentualen Leistungsangaben sind jeweils auf die Nennleistung des Modul bezogen.

Betriebsfall	Startsollwert	Zielsollwert	Änderungsgeschwindigkeit
Fall I	$P_{th} = 100 \%$ $T_{HG} = 700 \text{ °C}$	$P_{th} = 50 \%$ $T_{HG} = 700 \text{ °C}$	$\Delta P/\Delta t = 10 \text{ %/min}$ entfällt
Fall II	$P_{th} = 100 \%$ $T_{HG} = 700 \text{ °C}$	$P_{th} = 50 \%$ $T_{HG} = 600 \text{ °C}$	$\Delta P/\Delta t = 10 \text{ %/min}$ $\Delta T/\Delta t = 2 \text{ °C/min}$

Tab. 6. Zeitlich veränderliche Sollwerte für die Betriebsfälle I und II

Neben den oben beschriebenen Sollwerten benötigt das Programm genaugenommen eine zeitlich veränderliche Kondensatorenthalpie als Randbedingung. Für die nachfolgend gemachten Untersuchungen wird diese Zustandsgröße jedoch in erster Näherung als konstant vorgegeben.

Anfangsbedingung für die transiente Rechnung ist der stationäre Vollastzustand.

Die Beschreibung des instationären Verhaltens der Kraftwerksanlage erfolgt an Hand der errechneten zeitlichen Verläufe der für das Systemverhalten wesentlichen Prozeßvariablen. Um den Vergleich zwischen beiden Betriebsfällen zu erleichtern, sind die äquivalenten Zustandsgrößen für beide Fälle jeweils in einer gemeinsamen Grafik dargestellt.

7.2 Analyse der transienten Vorgänge während des Lastwechsels

Als Folge der Änderung des Leistungssollwertes durch die Blockregelung wird über den thermischen Leistungsregelkreis und den unterlegten Speisewasserdurchsatzregler die Speisewassermenge zu kleineren Durchsätzen hin verstellt. Wie in Kapitel 4.1 gezeigt wurde, ist das Lastfolgeverhalten des DE in erster Linie von der Fahrgeschwindigkeit des Speisewasserregelventils abhängig. Da bei der vorgegebenen Lastrampe die Änderungsgeschwindigkeit von 10 %/min wesentlich unter der mit 10 %/4 s angegebenen Ventilstellzeit liegt, ist ein sehr gutes Lastfolgeverhalten mit geringen Verzögerungen zu erwarten.

Geht man zunächst vereinfachend von konstanten Druck- und Temperaturverhältnissen auf der Frischdampfseite aus, so ist die bestimmende Größe für den Leistungs-Istwert der näherungsweise unverzögert sich anpassende Frischdampfmassenstrom. Es ist somit auch nach Erreichen des neuen Leistungsniveaus nicht mit einem ausgeprägten Überschwingen der thermischen DE-Leistung zu rechnen. Die numerische Simulation - in Abb. 31 sind der Leistungs-Ist- und -Sollwert und in Abb. 30 die entsprechenden was-

ser- und dampfseitigen Massenströme aufgetragen - bestätigt diese Erwartungen. Die thermische Leistung folgt ohne sichtbare Verzögerung der Führungsgröße.

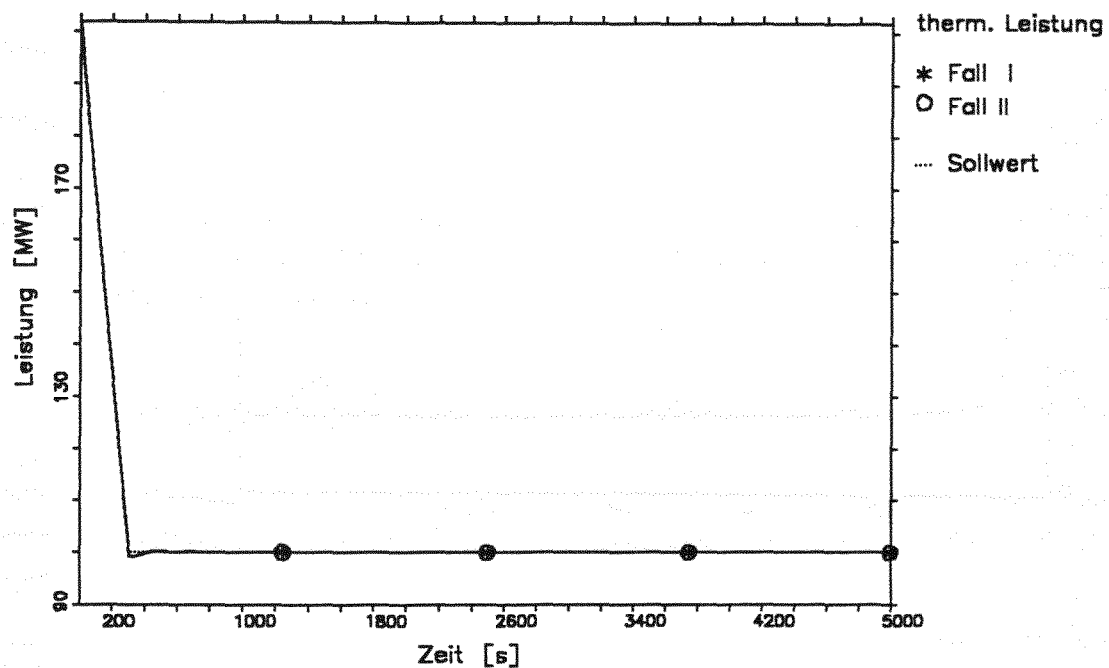


Abb. 30. Zeitlicher Verlauf der thermischen Leistung am Dampferzeuger

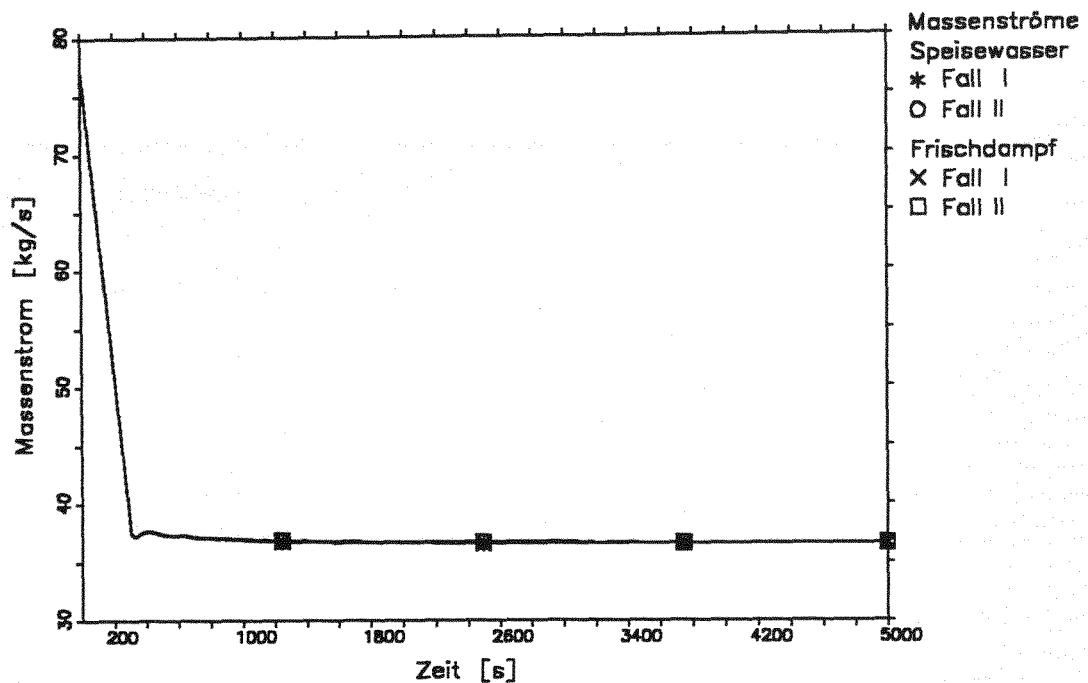


Abb. 31. Zeitlicher Verlauf der Massenströme Speisewasser und Frischdampf

und erreicht nach dem Ende der Transiente ohne nennenswerte Überschlüsse das neue Lastniveau.

Durch die Verlagerung des Expansionsprozesses innerhalb der Turbine in die ersten Stufen wird bei Teillast der den einzelnen Niederdruckvorwärmern zur Verfügung gestellte Anzapfdampf kälter. Als Folge des Teillastbetriebes sinkt deshalb die Speisewassertemperatur (Abb. 32). Das Zeitverhalten ist hierbei im wesentlichen durch die Speicherkapazität der Wassermassen im Speisewasserbehälter bestimmt.

Diese Leistungsabhängigkeit der Speisewassertemperatur und ihr verzögertes Absinken bewirken, daß der Speisewassermassenstrom auch noch einige Minuten nach Erreichen des Leistungssollwertes weiter zu kleineren Durchsätzen hin verstellt wird (Abb. 31).

Bedingt durch die Vergrößerung der Aufheizspanne sinkt damit der DE-Massenstrom auf einen Endwert unterhalb von 50 % des Nenndurchsatzes.

Eine einfache Abschätzung erhält man durch die Möglichkeit, die sich einstellenden Beharrungszustände von Speisewassereintrittsdruck und Massenstrom am DE näherungsweise unter Zuhilfenahme einer Wasser-Dampftabelle [45] zu ermitteln. Mit der Vorgabe der thermischen Leistung, den (konstanten) Endtemperaturen von Speisewasser und Dampf und einer in erster Näherung quadratischen Abhängigkeit zwischen Massenstrom und Druckverlust im Rohrbündel und unter der zusätzlichen Prämisse eines konstanten Dampfzustandes während der gesamten Transiente können die resultierenden Speisewasser- und Dampfmassenströme von Hand bestimmt und mit den vom Anlagenmodell errechneten Werten verglichen werden.

Für eine Abschätzung des stationären Endwertes ergeben sich damit die folgenden Ausgangsgrößen:

Frischdampf: $T_{FD} = 530\text{ °C}$, $p_{FD} = 190\text{ bar}$, $h_{FD} = 3346,9\text{ kJ/kg}$

Speisewasser (100% P_{th}): $T_{sw} = 170\text{ °C}$, $p_{sw} = 211\text{ bar}$, $h_{sw} = 730,65\text{ kJ/kg}$

Speisewasser (50% P_{th}): $T_{sw} = 140\text{ °C}$, $p_{sw} = 195,25\text{ bar}$, $h_{sw} = 601,71\text{ kJ/kg}$

Nach Erreichen der Beharrungszustände kann für die Massenströme $\dot{m}_{sw} \stackrel{!}{=} \dot{m}_{FD}$ gesetzt werden, so daß sich bei halbiert DE-Leistung für den sich einstellenden Speisewassermassenstrom ergibt:

$$\dot{m}_{sw} \simeq \frac{100 \cdot 10^3\text{ kJ/s}}{3346,9\text{ kJ/kg} - 601,71\text{ kJ/kg}} = 36,43\text{ kg/s} \quad [7.2.1.1]$$

ergibt. Der Vergleich dieser einfachen Abschätzung mit den vom Anlagenmodell generierten Prozeßgrößen $p_{sw} = 195,53\text{ bar}$ und $\dot{m}_{sw} = 36,78\text{ kg/s}$ zeigt die Plausibilität der Ergebnisse der komplexen Anlagensimulation.

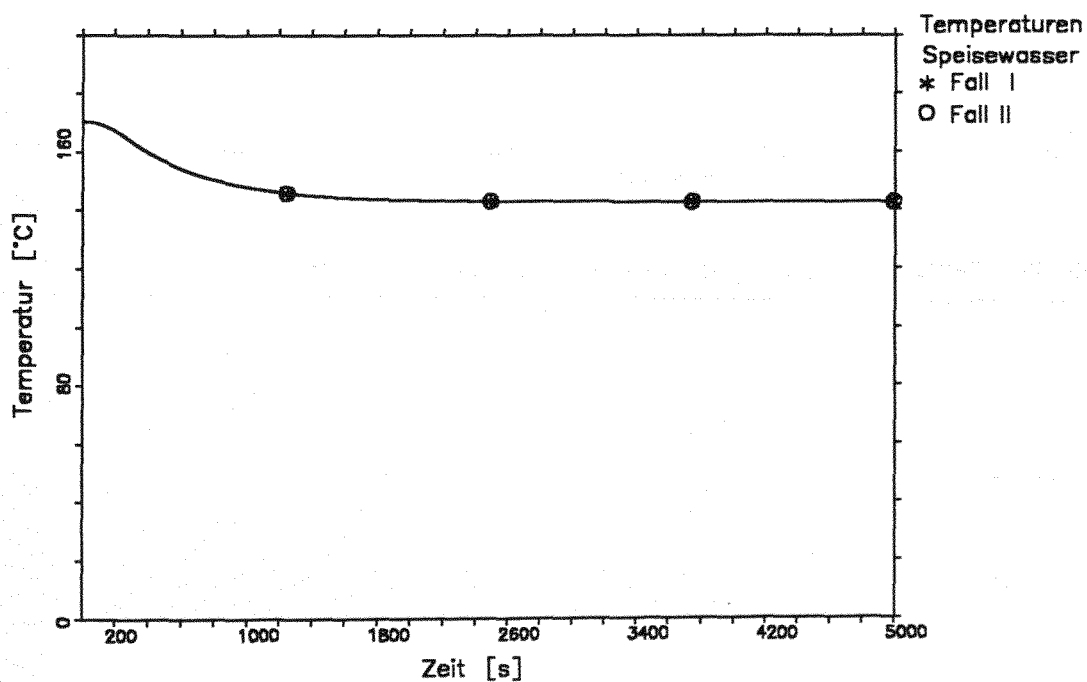


Abb. 32. Zeitlicher Verlauf der Speisewassertemperatur

7.2.1 Sekundärseitige Drücke

Die Abb. 33 und Abb. 34 geben die errechneten Druckverläufe am Speisewassereintrittsstutzen und vor dem Eintritt in die Regelstufe der Turbine wieder. Die Rechnung zeigt, daß die Vordruckregelung über die Turbinenstellventile ein nahezu konstantes Druckniveau für den gesamten Verlauf der Transiente realisiert. Die maximale Abweichung vom Sollwert ist zum Zeitpunkt $t = 32$ Sekunden mit $\Delta p = -0,234$ bar¹⁸ gegeben.

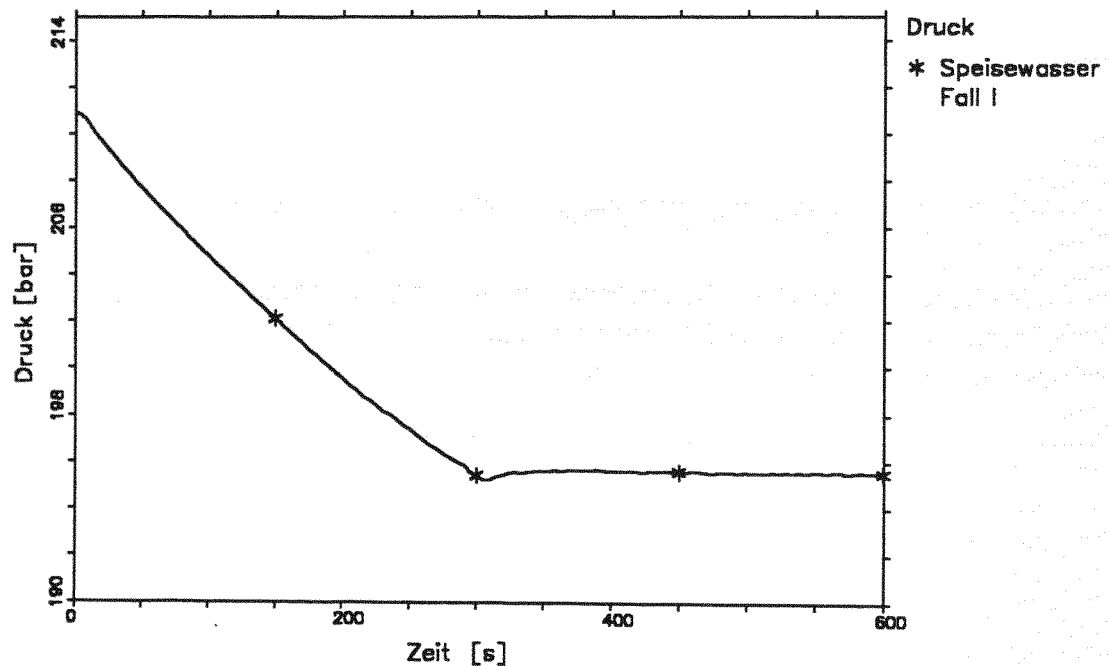


Abb. 33. Zeitlicher Verlauf des Speisewasserdrucks am DE-Eintritt

¹⁸ Auf eine Änderung des Ventilquerschnitts reagiert die Prozeßvariable Frischdampfdruck mit nur sehr geringer Verzögerung. Für die numerische Simulation bedeutet dies die Vorgabe extrem kleiner Zeitschrittweiten im Zehntelsekundenbereich, um die auftretenden Massenstromänderungen richtig zu erfassen. Angesichts der errechneten kleinen Druckabweichung bei normalbetrieblichen Vorgängen wird deshalb vorgeschlagen, die sekundärseitige Druckrandbedingung für diese Art von Transienten als konstant vorzugeben.

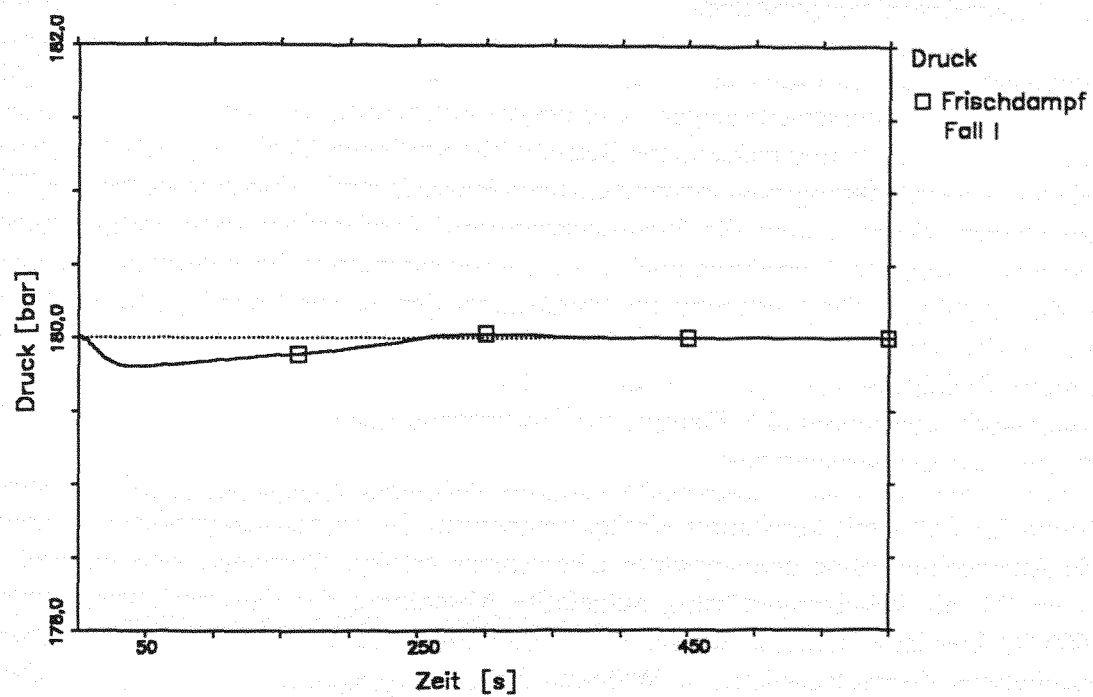


Abb. 34. Zeitlicher Verlauf des Fischdampfdrucks vor der Düsendruppe

7.2.2 Frischdampftemperaturen

Während bis zu diesem Punkt der Untersuchung beide Transienten (Fall I und Fall II) keine merklichen Unterschiede zeigen, wird bei der Betrachtung der Dampftemperaturen deutlich, daß hier zwei unterschiedliche Betriebsfälle vorliegen (Abb. 35). Als Folge der eingeleiteten Laständerung beginnt zunächst die Frischdampftemperatur in beiden Fällen zu steigen. Obwohl über die Vorsteuerung (feed forward) nahezu zeitgleich zur Speisewasserdurchsatz-Absenkung auch der Heliummassenstrom heruntergefahren wird, kann die Reduktion der Beheizung im Primärkanal den Anstieg der Frischdampf-temperatur nicht verhindern. Erst nach Beendigung der (durch die Vorsteuerung bestimmten) Reduktion von Speisewasser- und Heliummassenstrom zum Zeitpunkt $t = 300$ Sekunden übernimmt die Dampftemperaturregelung die arbeitspunktbestimmende Einstellung der Gebläsedrehzahl.

Während für Fall I mit konstanter Heißgastemperatur die an den Lastwechsel anschließende Ausregelung ohne nennenswerte Überschläge erfolgt, überlagert sich im Fall II die vom DE als Beheizungsstörung aufgefaßte Absenkung der Gaseintrittstemperatur auf $600\text{ }^{\circ}\text{C}$. Das lange Unterschwingen der Dampftemperatur ist die Folge des schlechten Störverhaltens dieses Regelkreises. Während beim Aufprägen einer Führungsgrößenänderung die Vorsteuerung die Ausregelung unterstützt, ist beim Absenken der Heißgastemperatur ausschließlich der 'feed back'-Loop wirksam.

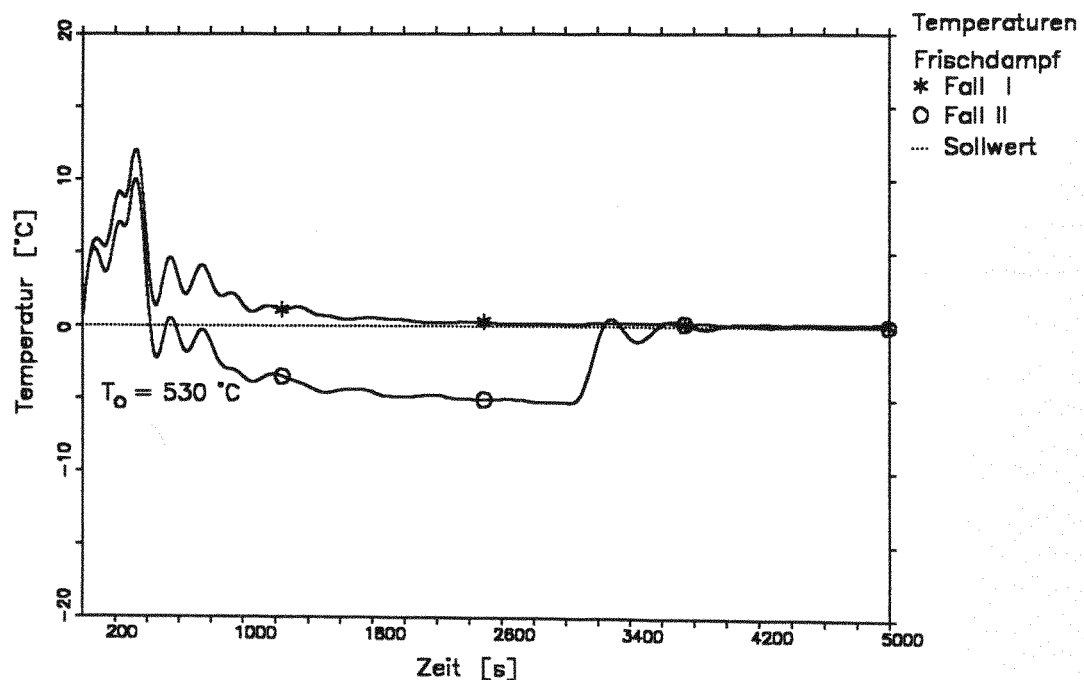


Abb. 35. Zeitlicher Verlauf der Frischdampf Temperatur-Änderung

Eine Verbesserung dieser Regelcharakteristik ist durch eine Parameteroptimierung nicht mehr möglich, da über den DE hinweg die Kopplung mit dem Heißgastemperatur-Regelkreis zu Instabilitäten führt. Abhilfe könnte hier mit strukturverändernden Maß-

nahmen, wie der zusätzlichen Aufschaltung des Heißgassollwertes auf die Gebläsesteuerung oder durch den Einsatz eines Einspritzkühlers, geschaffen werden. Beide Maßnahmen dürften geeignet sein, eine wesentlich moderatere Temperaturbelastung der Turbinenbeschaukelung zu erzielen.

Die nachstehende Tab. 7 dokumentiert die berechneten maximalen Temperaturerhöhungen und die maximalen Temperaturgradienten.

Betriebsfall	max. Temperaturerhöhung	max. Temperaturgradient
Fall I	+ 11,8 °C	5,06 °C/min
Fall II	+ 9,84 °C	5,1 °C/min

Tab. 7. Beim Lastwechsel auftretende maximale Überhöhungen und Gradienten der Frischdampftemperatur

7.2.3 Heliumdurchsatz und -Temperaturen

Für die nach dem Lastwechsel zu erwartenden Heliumdurchsätze und -Temperaturen läßt sich unter den folgenden Vereinfachungen eine analytische Modellüberprüfung vornehmen:

- die Leistungsabgabe auf der Sekundärseite ist konstant
- Temperatur und Druck können dampfseitig als konstant angesehen werden
- Speisewassertemperatur und -druck stellen sich lastabhängig ein
- Die Heißgastemperatur kann nach erfolgtem Lastwechsel wieder als konstant angesehen werden
- Der Wärmedurchgang vom Gas zum Wasser in den Rohrbündeln wird überwiegend durch den gasseitigen Wärmeübergangskoeffizienten bestimmt.
- Die für den Wärmedurchgang verantwortliche Temperaturdifferenz zwischen den Medien wird durch eine arithmetische Mittelung der Medientemperaturen entsprechend:

$$\overline{T}_M = \frac{T_e + T_a}{2} \quad [7.2.4.1]$$

genähert, wobei T_e die Fluideintrittstemperatur und T_a die Austrittstemperatur spezifiziert.

- Der gasseitige Wärmeübergang ist durch ein Nusseltgesetz der Form $N = C \cdot Re^x \cdot Pr^y$ beschreibbar. Für konstante gasseitige Stoffwerte besteht dann zwischen dem Wärmeübergangskoeffizienten und dem Fluidmassenstrom ein näherungsweise Zusammenhang der Form $\alpha = k \cdot \dot{m}^x$, mit $x = 0,8$.

Mit diesen Vereinfachungen kann über die Beziehungen:

$$P = \alpha F \left(\frac{T_H + T_K}{2} - \overline{T}_w \right) \quad [7.2.4.2]$$

und

$$P = \dot{m} c_p (T_H - T_K) \quad [7.2.4.3]$$

für den stationären Teillastzustand ein einfaches Gleichungssystem der Form:

$$\frac{P}{P_0} \frac{T_{H0} - T_{K0}}{T_H - T_K} = \left(\frac{P}{P_0} \frac{\frac{T_{H0} + T_{K0}}{2} - \overline{T}_{w0}}{\frac{T_H + T_K}{2} - \overline{T}_w} \right)^{\frac{1}{0,8}} \quad [7.2.4.4]$$

$$\frac{\dot{m}}{\dot{m}_0} = \frac{P}{P_0} \frac{T_{H0} - T_{K0}}{T_H - T_K} \quad [7.2.4.5]$$

zur Bestimmung der zu erwartenden Kaltgastemperatur T_K und des Teillastmassenstroms \dot{m} aufgestellt werden. T_H bezeichnet die stationäre Gaseintrittstemperatur am Dampferzeuger, \overline{T}_w die arithmetisch gemittelte sekundäre Fluidtemperatur und P die thermische DE-Leistung. Der Index 0 bezeichnet hier den stationären Vollastzustand.

Unter Verwendung der Vollastdaten:

$$T_{H0} = 700 \text{ °C}, \quad T_{K0} = 240 \text{ °C}, \quad \overline{T}_{w0} = 350 \text{ °C},$$

ergibt sich für den Fall I mit konstanter Heißgastemperatur, also

$$T_H = 700 \text{ °C}, \quad \overline{T}_w = 335 \text{ °C},$$

für die gesuchten Größen:

$$T_K = 195,2 \text{ °C}$$

und

$$\dot{m} = 38,7 \text{ kg/s}$$

und für den Fall II mit abgesenkter Heißgastemperatur, d.h.

$$T_H = 600 \text{ °C}, \quad \overline{T}_w = 335 \text{ °C},$$

die neuen stationären Endzustände:

$$T_K = 241,2 \text{ °C}$$

und

$$\dot{m} = 54,5 \text{ kg/s}$$

Ein Vergleich mit den vom Anlagenmodell berechneten stationären Endwerten $T_K = 199,8\text{ °C}$ und $\dot{m} = 38,47\text{ kg/s}$ für den Fall I und $T_K = 236,3\text{ °C}$ und $\dot{m} = 53,01\text{ kg/s}$ bei abgesenkter Heißgastemperatur (Abb. 36 und Abb. 38) bestätigt die gemachte Abschätzung.

Beim Teillastbetrieb mit reduzierter Kühlmittelaustrittstemperatur (Abb. 37) kommt es also zu einer fast gleichhohen Eintrittstemperatur (Abb. 38) wie im Vollastbetrieb. Bei kurzzeitigen Laständerungen auf 50 % Niveau fällt hingegen die Reaktoreintrittstemperatur bis auf einen Wert nahe 200 °C ab.

Da die Eintrittstemperatur in den Reaktor in jedem Fall über 200 °C liegen sollte, um Probleme mit dem Wignereffekt zu vermeiden [46], bekommt die für den längerfristigen Teillastbetrieb vorgesehene Herabsetzung der primärseitigen Austrittstemperatur eine zusätzliche Bedeutung und ist nicht nur vor dem Hintergrund einer allgemeinen Verminderung der Temperaturbelastungen zu sehen.

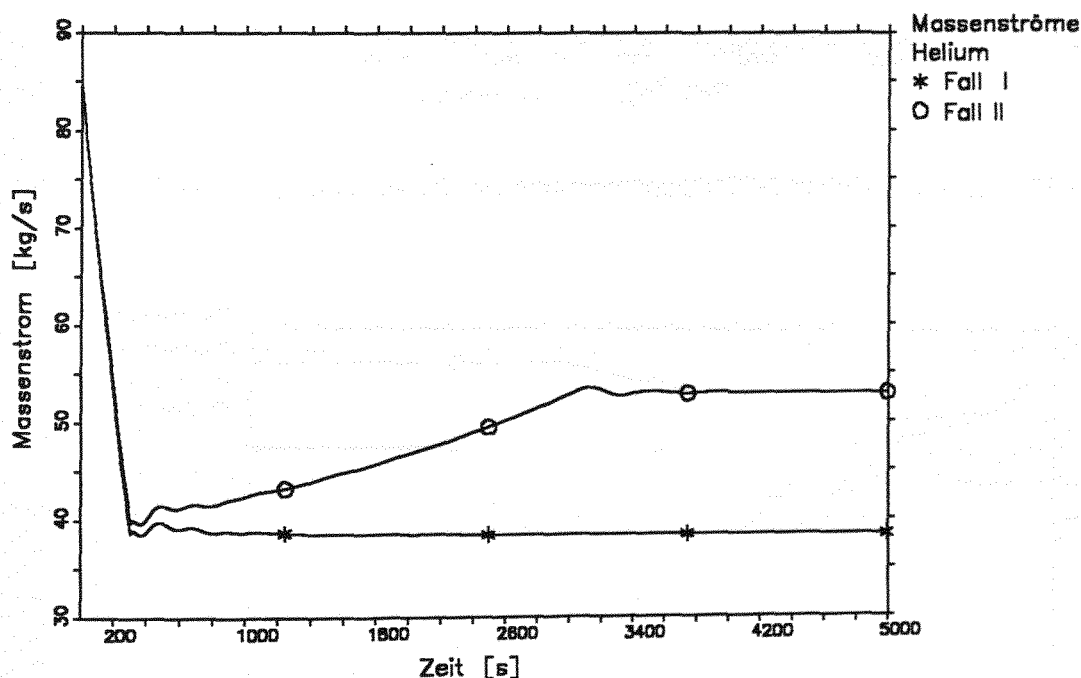


Abb. 36. Zeitlicher Verlauf der Helium Massenströme

Für die neuen stationären Endzustände nach dem Abklingen aller Ausgleichsvorgänge sind die Temperaturen im Dampferzeuger für die Gasseite, innere und äußere Rohrwand sowie für die Sekundärseite in Abb. 39 für den Betriebsfall mit konstanter Gaseintrittstemperatur und in Abb. 40 für auf 600 °C abgesenkte Eintrittstemperatur dargestellt.

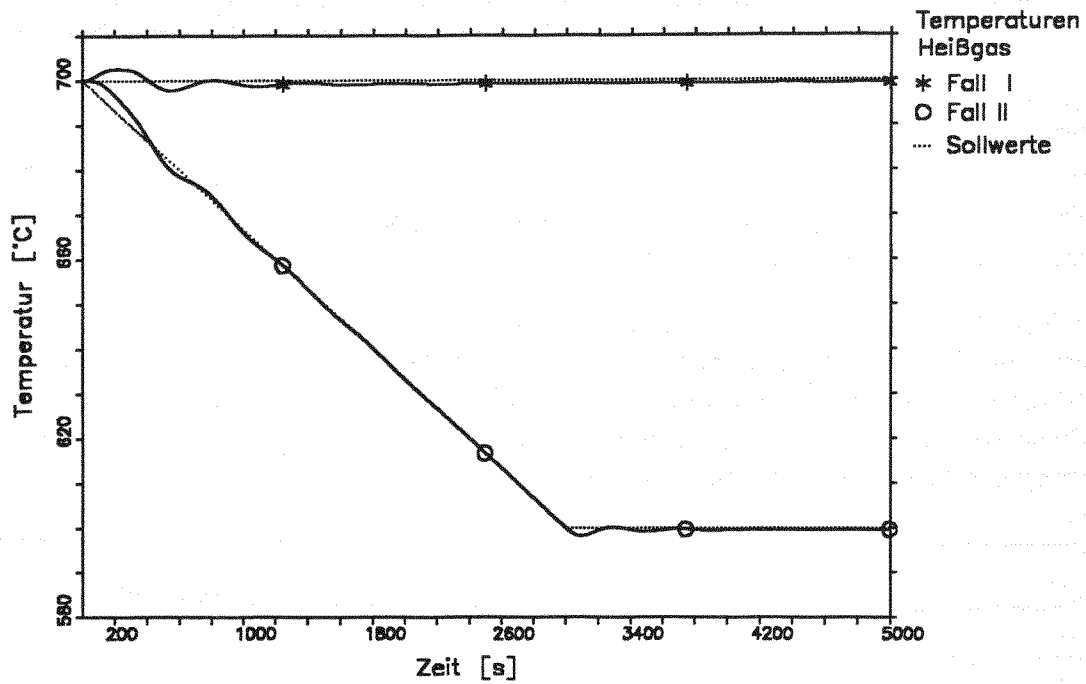


Abb. 37. Zeitlicher Verlauf der Heißgastemperatur

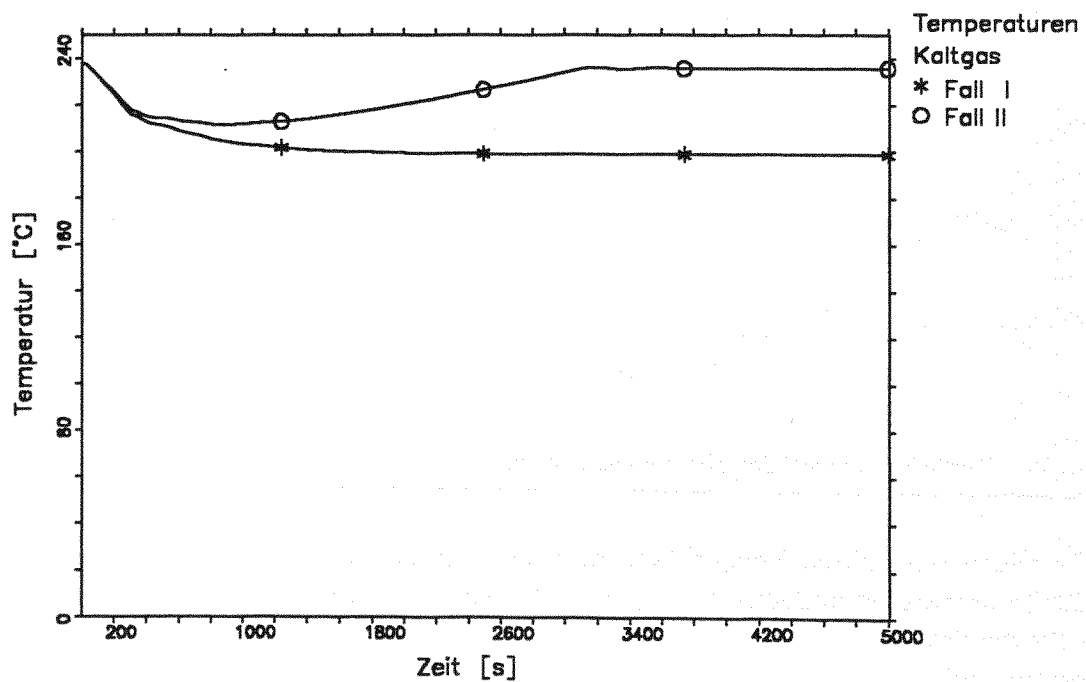


Abb. 38. Zeitlicher Verlauf der Kaltgastemperatur

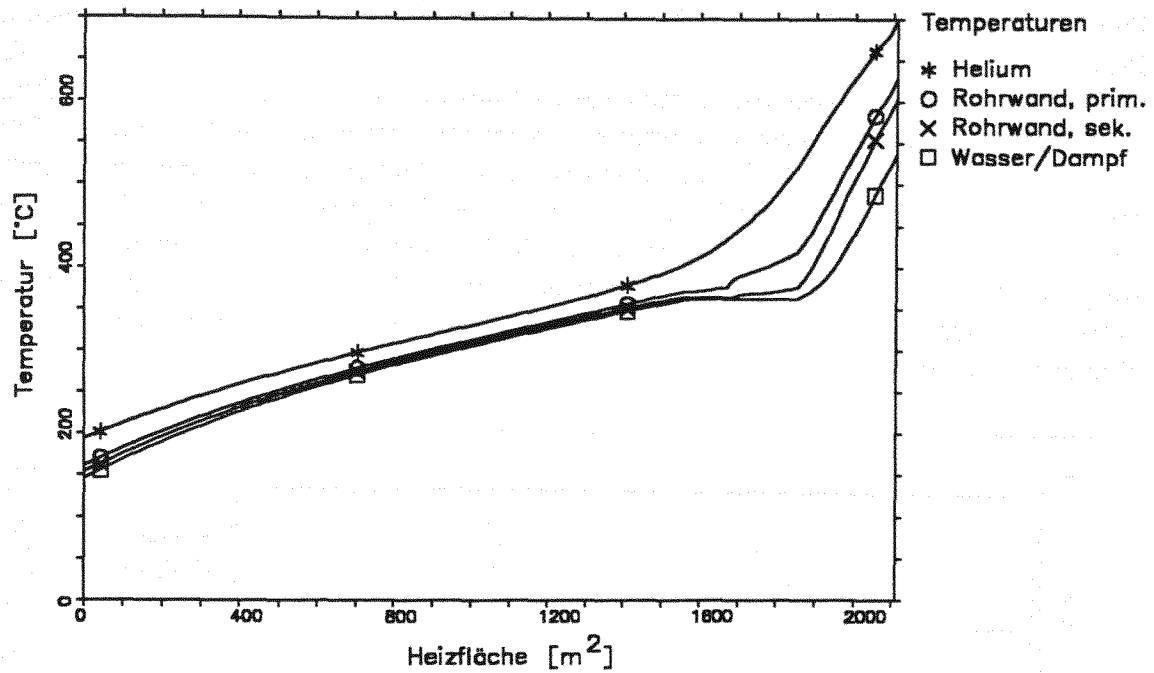


Abb. 39. Temperaturprofile im DE bei 50 % Teillast und 700 °C Heliumeintrittstemperatur

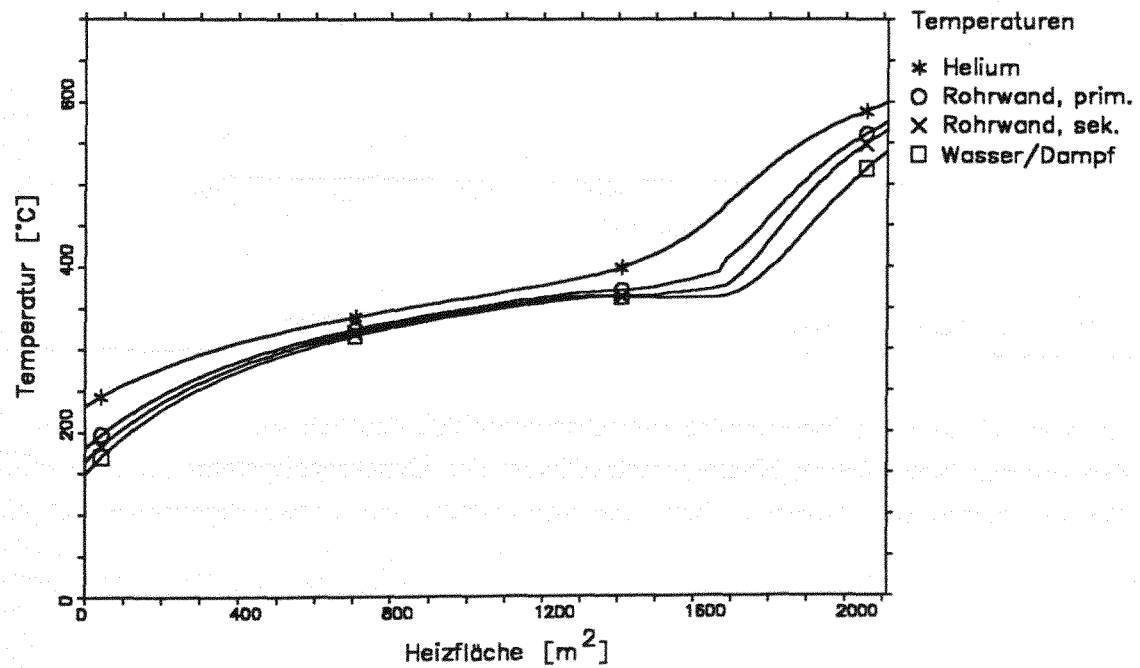


Abb. 40. Temperaturprofile im DE bei 50 % Teillast und 600 °C Heliumeintrittstemperatur

7.2.4 Primärkreisdruck

Der Einfluß der unterschiedlichen Temperaturfahrprogramme auf den Betriebsdruck im Primärkreis ist in Abb. 41 dargestellt. Während es im ersten Teil der Transiente, das heißt beim reinen Lastwechsel, zu einem Abfall des Primärkreisdruckes - bedingt durch eine Dichteänderung des Primärkühlmittels - kommt¹⁹, ist nach dem Übergang auf das neue Lastniveau der Fall I von der Zusp eisung von Heliuminventar über die Primärdruckregelung bis zum unteren Schwellwert bei 59,85 bar geprägt. Im Fall II kommt es hingegen aufgrund des erneuten Anstiegs der Kaltgastemperatur zu einem raschen Anstieg des Drucks auf den oberen Grenzwert von 60,15 bar. Ab hier wird von der Betriebsdruckregelung das Heliuminventar reduziert und damit der Druck auf dem oberen Grenzwert gehalten.

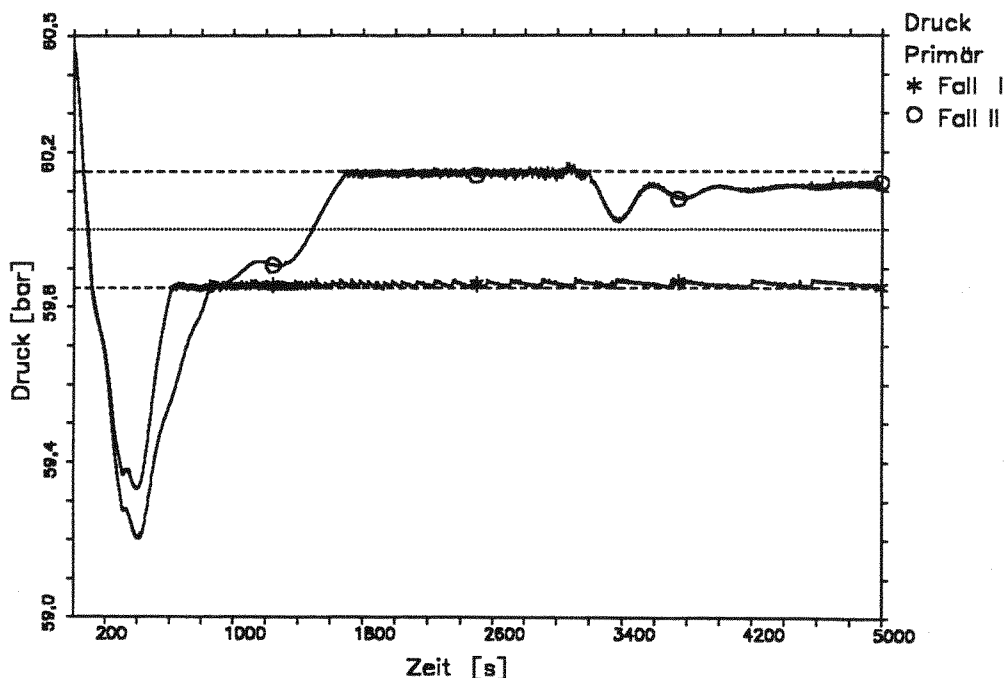


Abb. 41. Zeitlicher Verlauf des Primärkreisdruckes vor dem Gebläse

In Abb. 41 ist diese instationäre Betriebseigenschaft deutlich mit der Annäherung an den unteren bzw. oberen Hystereseschwellwert des Druckregelsystems zu beobachten. Da bei getrennten Zusp eis- bzw. Abzugsvorrichtungen notwendigerweise mit einer

¹⁹ Bestimmend für das Druckniveau ist der dominant vorhandene Kaltgasanteil im Primärkreis. Der Einfluß von Heißgastemperaturschwankungen ist wegen des erheblich kleineren Volumenanteils unbedeutend.

Hysterese gearbeitet werden muß²⁰, wird der aktuelle Betriebsdruck damit in aller Regel von der Vorgeschichte der Reaktorfahrt abhängig.

²⁰ Die Sollwerte für beide Systeme dürfen nicht identisch sein, da dies zu einem undefinierten Zustand führt, welcher ein ständiges, gleichzeitiges Zuspiesen und Abziehen von Helium zur Folge haben würde.

7.2.5 Verhalten des Reaktorkerns

Nachdem in den bisherigen Ausführungen die Änderungen in den thermodynamischen Zustandsgrößen der Gas- und Wasser-Dampfseite betrachtet wurden, soll nun die Aufmerksamkeit auf die instationären Vorgänge bei Änderung der nuklearen Energieerzeugung im Core gerichtet werden.

Die Betrachtung geschieht getrennt für Fall I, also den reinen Lastwechsel und für Fall II, wo zu den unter Fall I auftretenden Vorgängen zusätzlich die Absenkung der Gasaustrittstemperatur und die damit verbundenen Vorgänge überlagert sind.

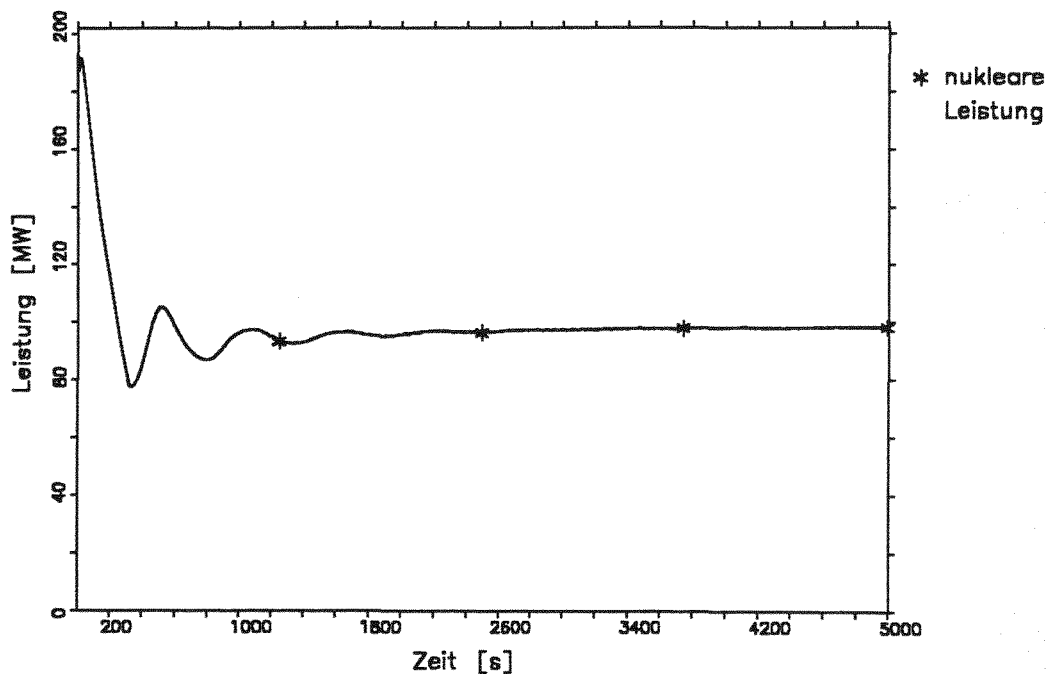


Abb. 42. Zeitlicher Verlauf der nuklearen Leistung für den Fall I

Fall I

Bei der Beurteilung der im Reaktorkern ablaufenden Vorgänge interessiert zum einen der in Abb. 42 dargestellte zeitliche Verlauf der nuklearen Leistung selber sowie die sich zur Gesamtreaktivität aufsummierenden Reaktivitätsbeiträge (Abb. 43). Die die naturgesetzliche nukleare Gegenkopplung einleitenden Temperaturen von Brennstoff, Moderator und Reflektor sind in Abb. 44 wiedergegeben.

Die sich während der Transiente abspielenden Vorgänge lassen sich sehr anschaulich anhand der Reaktivitätsbeiträge von Stabgruppe, Temperaturfeedback und Xenonvergiftung in Abb. 43 beschreiben.

Auf der nuklearen Seite wird der Lastwechsel durch das Einfahren der sechs Reflektorstäbe über den Steuerungsstrang (feed forward) der Heißgastemperaturregelung eingeleitet. Im Bereich der Leistungsrampe (

$0 \text{ s} \leq t \leq 300 \text{ s}$) wird damit das nukleare Geschehen durch die Bewegungen der Stabgruppe dominant bestimmt.

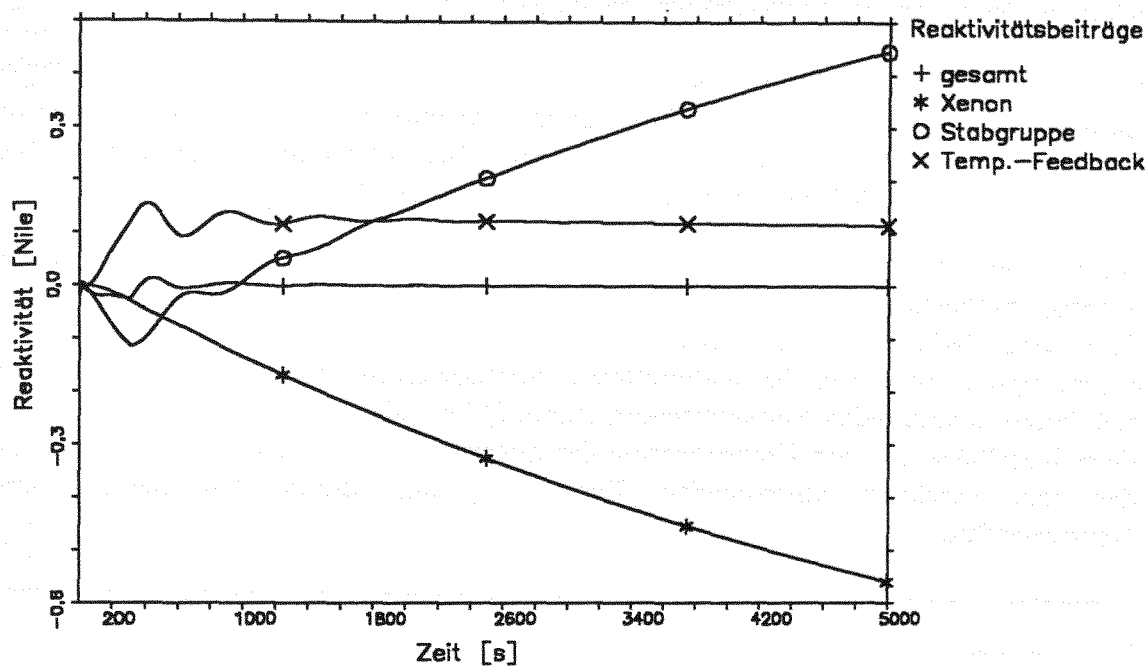


Abb. 43. Zeitlicher Verlauf der Reaktivitätsbeiträge (Fall I)

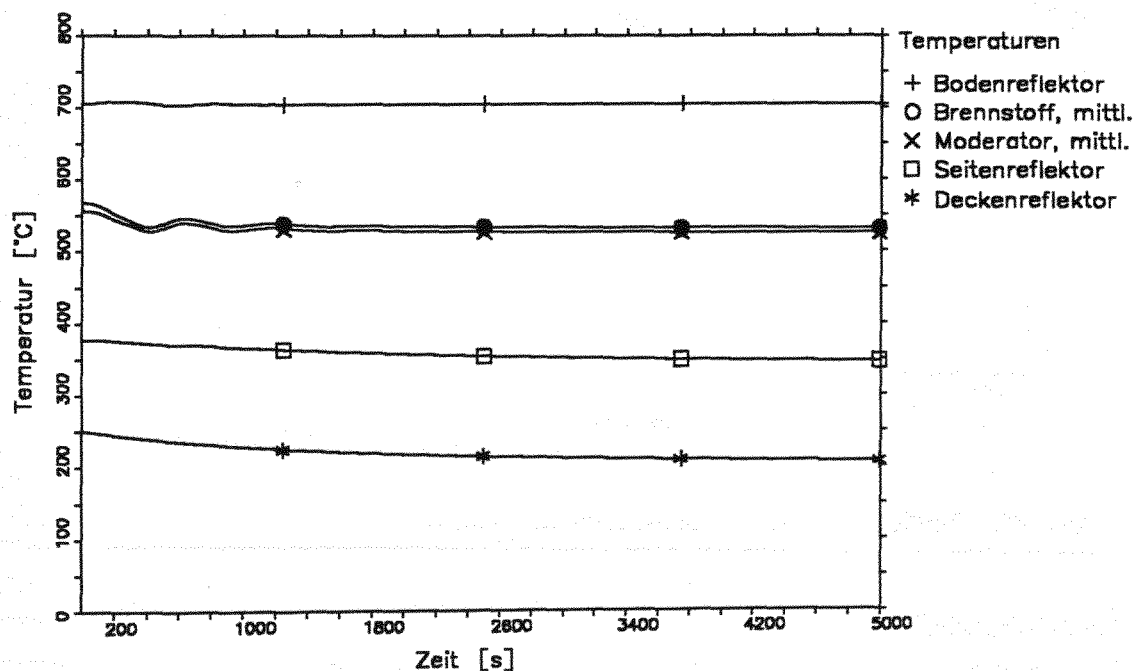


Abb. 44. Zeitlicher Verlauf der Brennelement-, Moderator- und Reflektortemperaturen (Fall I)

Dies liegt an der überproportionalen Absenkung der Leistungsproduktion gegenüber der reduzierten Wärmeabfuhr aus dem Core. Die stets deutlich negative Gesamtreaktivität während der ersten 300 Sekunden und die Phasenverschiebung der verzögert abfallenden mittleren Kerntemperaturen gegenüber der nuklearen Leistung belegen diesen Sachverhalt. Aufgrund der geringeren Leistungserzeugung stellen sich um ca. 33 °C niedrigere mittlere Moderator- und um etwa 37 °C verminderte mittlere Brennstofftemperaturen im Core ein (siehe Abb. 44). (Aufgrund des sehr einfachen Neutronikmodelles können diese Werte selbstverständlich nur grobe Näherungen darstellen.)

Nach der Beendigung der Leistungsrampe wird die Stabführung vom arbeitspunktbestimmenden Heißgastemperaturkreis (feed back) übernommen. Die Fahrkurve (Abb. 45) wird jetzt von der Ausregelung der noch vorhandenen Übergangsschwingungen der Kühlmittelaustrittstemperatur und einem Anteil aus den sich langsam ändernden Reflektortemperaturen (Abb. 44) bestimmt. Überlagert werden diese Regelhübe von der Kompensation der integral wirkenden Reaktivitätskomponente der sich verzögert aufbauenden Xenon-Vergiftung durch den herabgesetzten Neutronenfluß.

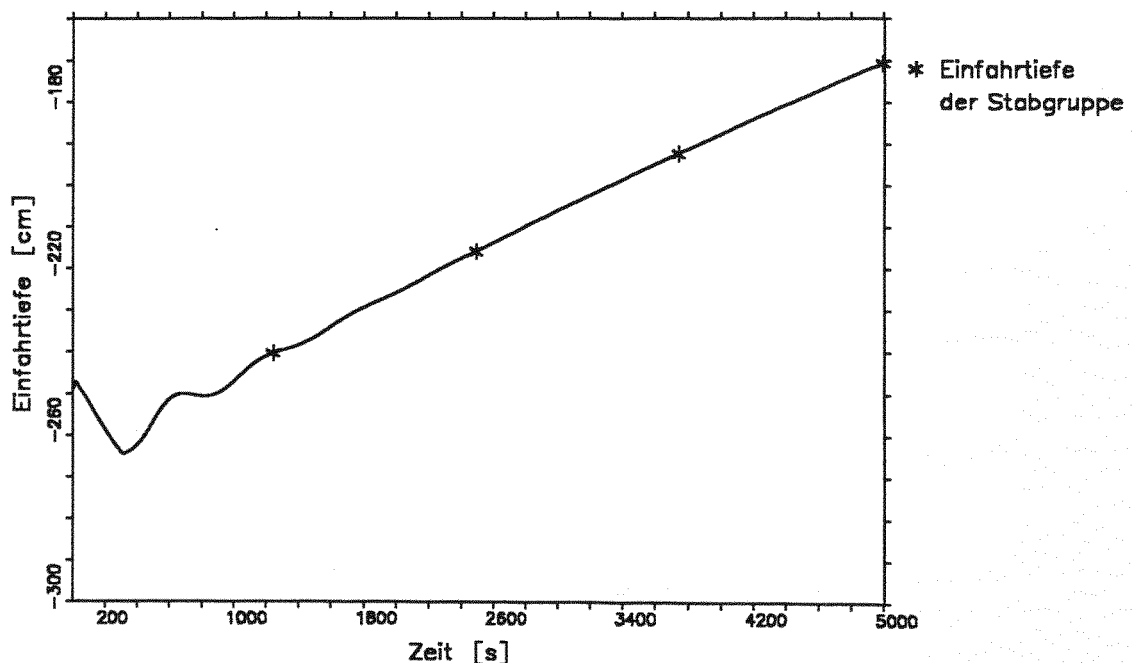


Abb. 45. Zeitlicher Verlauf der Stabeinfahrtiefe (Fall I)

Nach Abschluß des Lastwechselvorgangs und dem Abklingen aller Ausgleichsvorgänge besteht wieder ein Gleichgewicht zwischen produzierter und abgenommener Leistung.²¹

²¹ Als Folge der naturgesetzlichen Rückkopplung über den prompt wirksamen Dopplerkoeffizienten der Brennstofftemperatur stellt sich auch ohne die aktiven Eingriffe des

Es sei an dieser Stelle angemerkt, daß die beschriebene Lastwechselprozedur bezüglich der in den Abb. 43 bis Abb. 45 dargestellten Reaktorzustandsgrößen nicht bis zum neuen stationären Lastzustand gerechnet wurde. Zur Analyse der Regelgüte genügte es an dieser Stelle, sich mit dem Kurzzeitverhalten zu beschäftigen.

Bezüglich des Regelgeschehens läßt sich die Transiente vereinfacht in zwei Hauptabschnitte einzuteilen:

- (1) $0 < t < 300$ Sekunden Verfahren der Regelstäbe zur Anpassung an das neue Leistungsniveau
- (2) $t > 300$ Sekunden Kompensation des integralen Reaktivitätsbeitrages der sich ändernden Xenonkonzentration ("Xenon override").

Regelsystems immer ein Gleichgewicht zwischen Wärmeproduktion im Reaktor und der Abfuhr über den Wärmetauscher (DE) in den Sekundärkreis ein. Aufgabe des Regelsystems ist es, die Komponentenbelastungen durch die Überschlüsse von Temperatur und Druck auf ein Minimum zu reduzieren und wichtige Prozeßgrößen auf ihrem, bei der Reaktorauslegung festgesetzten Betriebswerten zu halten.

Fall II

Ein ähnliches Betriebsverhalten gilt auch für den Fall II. Hier muß jedoch ein dritter Teilabschnitt während der Absenkung der Reaktoraustrittstemperatur auf 600°C mit berücksichtigt werden (vgl. Abb. 46 bis Abb. 48). Vergleichbar zum Fall I kann eine vereinfachte Darstellung des Geschehens, jetzt jedoch mit drei Teilbereichen, gegeben werden:

- | | |
|-------------------------------|---|
| (1) $0 < t < 300$ Sekunden | Verfahren der Regelstäbe zur Anpassung an das neue Leistungsniveau |
| (2) $300 < t < 3000$ Sekunden | Kompensation der sich ändernden Reaktivitätsbeiträge des Temperaturfeedbacks als Folge der Absenkung der Reaktoraustrittstemperatur und der sich aufbauenden Xenon-Vergiftung |
| (3) $t > 3000$ Sekunden | Kompensation des (integralen) Reaktivitätsbeitrages der sich ändernden Xenonkonzentration. |

Auffällig im Verlaufe dieser Transiente ist die plötzliche Leistungserhöhung am Ende der Heißgastemperatur-Sollwertrampe zum Zeitpunkt $t = 3000$ Sekunden (Abb. 46). Bezogen auf den stationären Arbeitspunkt von 50 % ist dies eine Leistungssteigerung von etwa 17 % bzw. 17 MW_{th} innerhalb einer Minute. Während die Schwankungen in der nuklearen Leistungserzeugung bis zu diesem Zeitpunkt als Einschwingvorgang des Reaktors auf den Lastwechsel zu interpretieren sind, ist die Ursache für diese Leistungsschwankung näher zu hinterfragen.

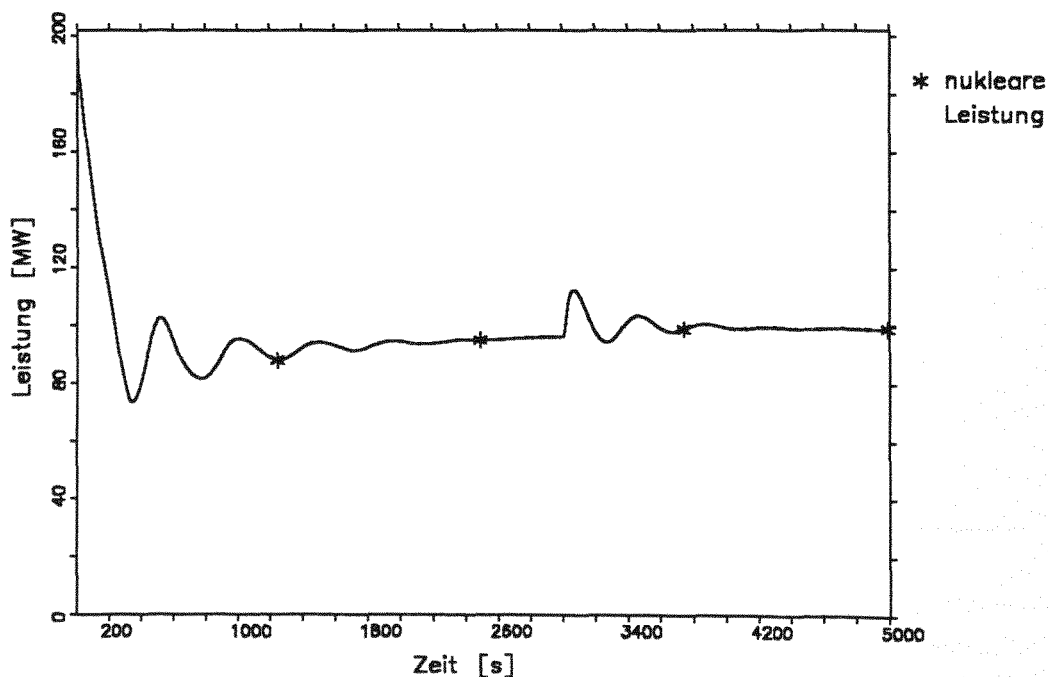


Abb. 46. Zeitlicher Verlauf der nuklearen Leistung für den Fall II

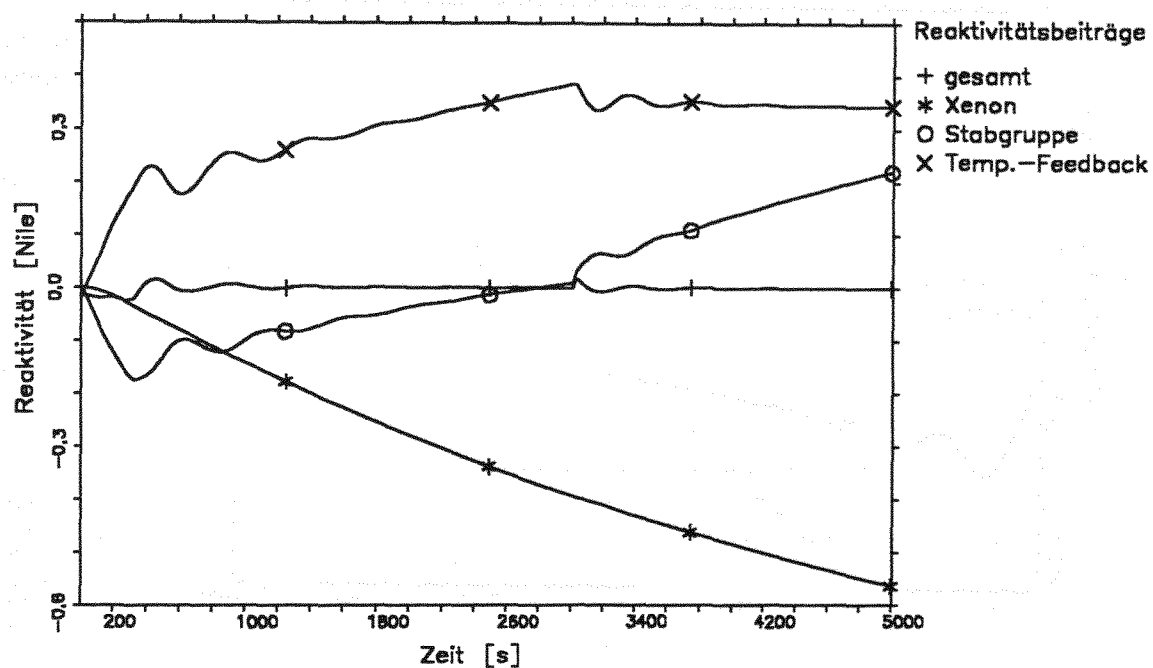


Abb. 47. Zeitlicher Verlauf der Reaktivitätsbeiträge (Fall II)

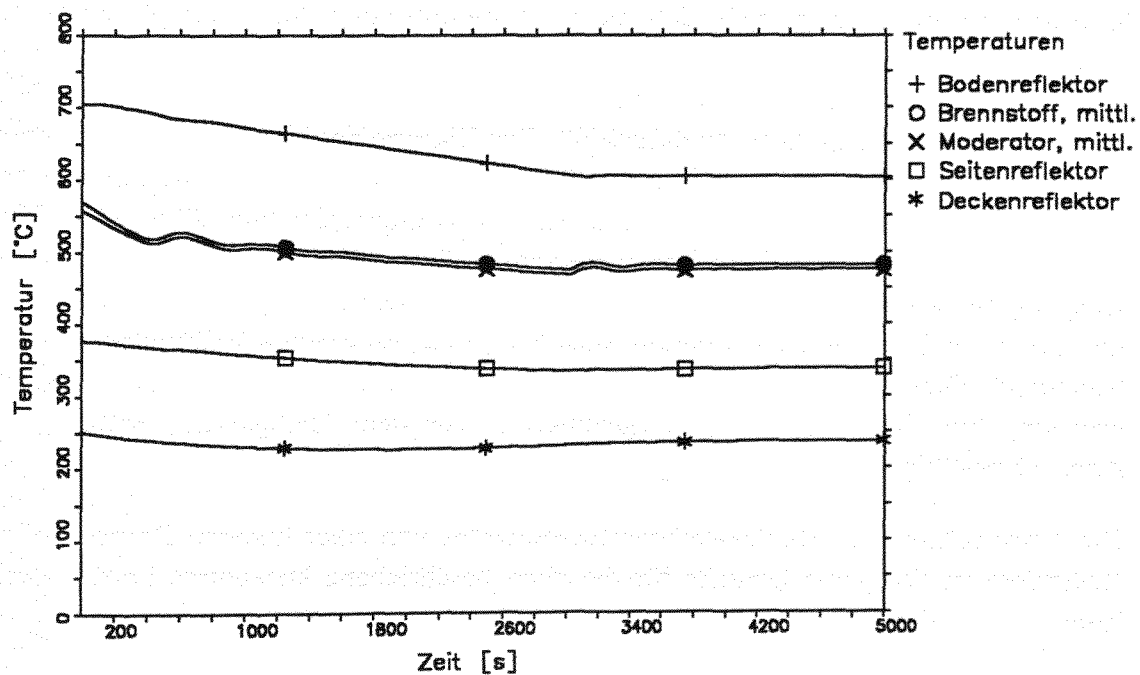


Abb. 48. Zeitlicher Verlauf der Brennelement-, Moderator- und Reflektortemperaturen (Fall II)

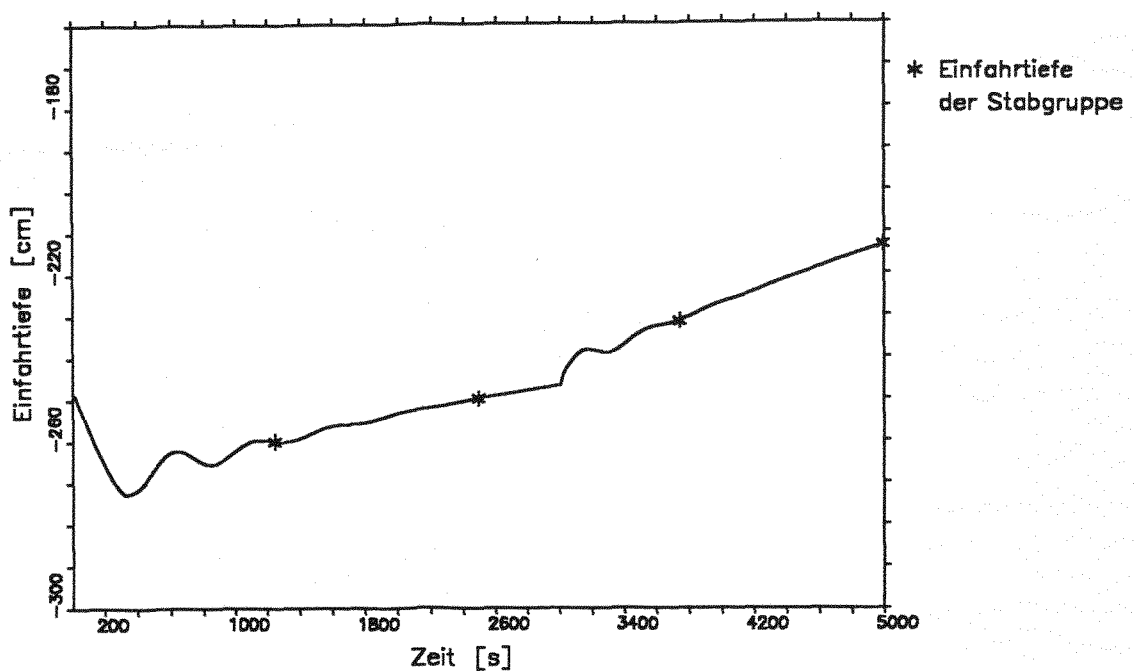


Abb. 49. Zeitlicher Verlauf der Stabeinfahrtiefe (Fall II)

Zur Klärung seien wiederum die Reaktivitätsbeiträge (Abb. 47) herangezogen. Für den Zeitpunkt $t = 3000$ s zeigt sich, daß die Leistungserhöhung durch das plötzliche Einbringen eines positiven Reaktivitätsbeitrages über die beschleunigte Ausfahrt der Stabgruppe hervorgerufen ist. Der zeitliche Verlauf der Stabfahrt ist zusätzlich an Hand der Stab-Einfahrtiefe in Abb. 49 dargestellt. Zur Klärung der Ursache des Stellvorgangs muß kausal noch zwei Schritte weiter zurück gegangen werden. Im ersten Schritt zeigt die Analyse der Eingangssignale am nuklearen Leistungsregler (vgl. Abb. 21 auf Seite 64), daß das Summensignal am Reglereingang zu diesem Zeitpunkt ausschließlich vom Ausgang des Heißgastemperaturreglers bestimmt ist. Die Beiträge von Steuerkennlinie und nuklearer Leistungsrückkopplung sind Null, bzw. im zweiten Fall vollkommen unbedeutend. Dies deutet auf einen realen Regelvorgang aufgrund einer Temperaturabweichung hin. Der Verlauf der Regeldifferenz vor dem Heißgastemperaturregler in Abb. 51 bestätigt diese Vermutung.

Die Umschaltung des Heißgastemperatursollwertes von einer linearen Rampe auf eine Konstante ist damit die Ursache für die oben beschriebene kurzzeitige Leistungserhöhung.

Am Ende des hier gerechneten Teiles der Lastwechseltransiente bleibt scheinbar eine bleibende Regelabweichung am Eingang des Heißgastemperaturreglers (Abb. 51) bestehen. Dies liegt nicht etwa in einer Ungenauigkeit des verwendeten Modells begründet, sondern sie ist die treibende Kraft, um den negativen Reaktivitätsbeitrag des sich stetig aufbauenden Xenonberges über das Verfahren der Stabgruppe zu kompensieren und

weist daraufhin, daß zu diesem Zeitpunkt der eigentliche *stationäre*, neue Teillastzustand des Reaktors noch (lange) nicht erreicht ist.

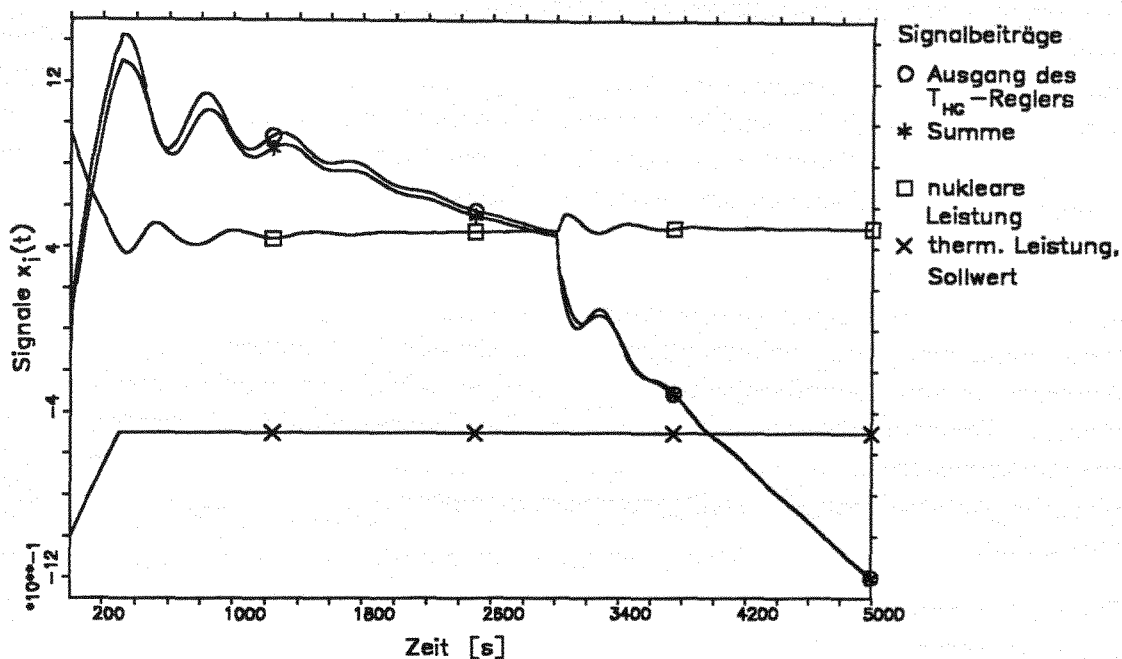


Abb. 50. Zeitlicher Verlauf der Eingangssignale des nuklearen Leistungsreglers (Fall II)

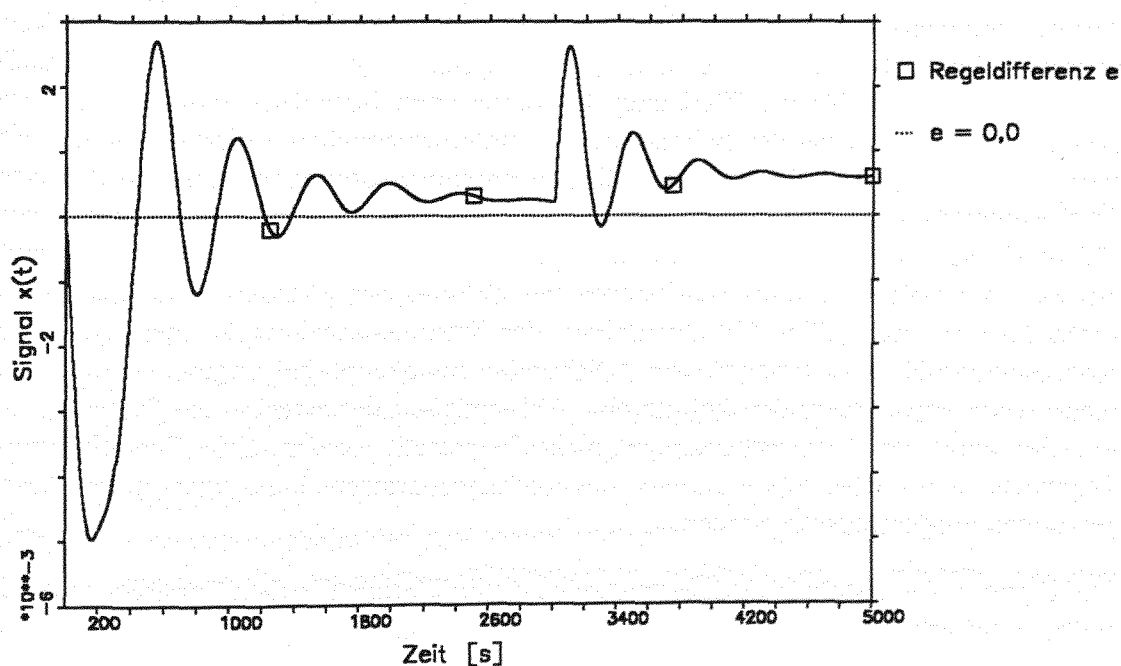


Abb. 51. Zeitlicher Verlauf der Regeldifferenz am Eingang des THG-Reglers (Fall II)

7.3 Zusammenfassende Bewertung der Rechnungen zum Lastwechselverhalten des Moduls

Die dynamischen Untersuchungen zum Lastwechselverhalten des Modul zeigen, daß das Kraftwerk in der Lage ist, Lastwechsel mit der erforderlichen Änderungsgeschwindigkeit von 10 %/min ohne nennenswerte Verzögerungen zu realisieren. Vom Standpunkt der reinen Systemdynamik her sind auch wesentlich schnellere Laständerungen (vergl. Lastsprungrechnung in Kapitel 6.1) möglich. Für die Wahl der technisch realisierbaren Änderungsgeschwindigkeiten sind jedoch die Belastungsgrenzen der Einzelbaugruppen ausschlaggebend. Die große Speicherkapazität der graphitischen Kernstrukturen, das relativ geringe Speichervermögen des Dampferzeugers sowie die guten selbstregelnden Eigenschaften des nuklearen Teils schaffen beste Voraussetzungen für den Einsatz des extrem einfachen und unkomplizierten Regelsystems. Konzeptbedingt zeigt die Ausregelung von Dampftemperaturschwankungen Schwächen. Zur Vermeidung unzulässiger Temperaturbeanspruchungen der Turbinenbeschauelung werden deshalb strukturverbessernde Maßnahmen wie der Einsatz eines Einspritzkühlers und die zusätzliche Aufschaltung des Heißgastemperatursollwertes auf den betreffenden Regler vorgeschlagen.

Die nach Hofmeister [34] eingestellten Reglerkonstanten realisieren eine gute Abstimmung zwischen den Reglern und der Anlagendynamik. Die Schwankungen in den Prozeßvariablen bleiben innerhalb unproblematischer Grenzen und klingen mit genügender Dämpfung ab.

Mit dem angegebenen Regelkonzept sollte das Kraftwerk den unterschiedlichen Anforderungen des Lastwechselbetriebs gewachsen sein.

Mit der detaillierten Analyse der Vorgänge während der beiden Lastwechselmodi konnte in weiten Teilen die plausible Abbildung des physikalischen Anlagenverhaltens nachgewiesen werden. Die für ein Werkzeug der generischen Sicherheitsanalyse erforderliche Abbildungsgüte wird bei der Behandlung der unterschiedlichen Teilprobleme dokumentiert. Mit der Kopplung der unterschiedlichen Programmkomponenten mit einer diskreten Reglersimulation wird eine Abhängigkeit der Simulationsergebnisse von der maximalen Zeitschrittweite geschaffen. Um eine richtige Darstellung des Zeitverhaltens zu gewährleisten, sollte die maximale Schrittweite ein Zehntel der kleinsten Systemkonstanten nicht überschreiten [27]. Mit Ausnahme der Turbinenregelung können unter dieser Voraussetzung Zeitschrittweiten von 5 Sekunden als akzeptabel angesehen werden. Ab einer Weite von 2 Sekunden konnte eine Abhängigkeit der errechneten Systemdynamik von der Wahl der Zeitintervalle nicht mehr festgestellt werden. Eine Beeinflussung der Ergebnisse durch eine 'Eigendynamik' des Rechenprogramms kann unter diesen Voraussetzungen ausgeschlossen werden.

Die Eignung des erstellten Anlagenmodells zur Simulation der instationären Abläufe innerhalb des geregelten Modul-Blocks kann damit als erwiesen gelten.

8.0 Simulation der Ausfahrt aller Regelstäbe mit maximaler Geschwindigkeit

Nachdem im vorangegangenen Kapitel das Verhalten der Anlage im Lastwechselbetrieb untersucht wurde, soll nun an Hand repräsentativer Störfallabläufe die Eignung des Rechenmodells zur Beschreibung der Vorgänge bei Anlagenfehlverhalten aufgezeigt werden.

Entsprechend der Schwere und der Häufigkeit einer Störung ist eine Unterteilung in vier Kategorien sinnvoll:

- **Betriebsstörungen:** Beim Betrieb großtechnischer Anlagen sind diese aufgrund der Vielzahl der beteiligten Systemkomponenten nie ganz auszuschließen. Ihre Auswirkungen sind in Hinsicht auf die Reaktorsicherheit zumeist ohne jede Bedeutung.
- **Auslegungsstörfälle:** Hier wird eine Störung postuliert, welche mit Hilfe der vorhandenen Sicherheitseinrichtungen (passiv oder aktiv) beherrscht wird. Die radiologischen Folgen einer solchen Störung bleiben damit auf die Anlage beschränkt.
- **Hypothetische Störfälle I:** Aus dem Konzept der Anlage sind theoretisch denkbare Störfälle konstruierbar, die über die Auslegung der Anlage nicht abgefangen werden. Die radiologischen Folgen können hier gegebenenfalls über die Reaktoranlage hinaus gehen. Die Häufigkeit derartiger Ereignisse wird z.B. (für neuere) LWRs in einer Größenordnung von $H < 3-5 \cdot 10^{-5} \text{ a}^{-1}$ angegeben.
- **Hypothetische Störfälle II:** Über diese Kategorie I hinaus sind Störfälle vorstellbar, wie sie sich nur aus außergewöhnlichen äußeren Einwirkungen, wie z.B. extremen Erdbebenbeanspruchungen, kriegesischen Angriffen oder Sabotagehandlungen konstruieren lassen.

Zur rechnerischen Simulation wird zunächst eine Störung aus der Kategorie der **Auslegungsstörfälle** betrachtet. Über die Beschreibung der Abläufe während einer Reaktorschnellabschaltung (RESA) hinaus kann auf diese Weise die *physikalisch richtige* Darstellung der Vorgänge bei einer RESA sowie die *logisch richtige* Überwachung der Auslösevariablen durch die Programmstruktur nachgewiesen werden. Dieser Nachweis erscheint um so gewichtiger angesichts der Tatsache, daß für die rechnerische Darstellung einer Reaktorschnellabschaltung aus dem Leistungsbetrieb heraus erhebliche, nichtlineare Strukturumschaltungen im Modell erforderlich sind. Die Berechnung der Abläufe, wie sie sich während des Auftretens einer solchen Störung abspielen, liefert somit Ergebnisse über den komplexen Störfallablauf innerhalb des Kraftwerks, wie auch eine Aussage über den Anwendbarkeitsbereich der Gesamtanlagensimulation.

Ausgehend vom oben genannten reinen Auslegungsstörfall wird in einem zweiten Fall beispielhaft eine hypothetische Fehlfunktion in der Anregeebene des Reaktorschutzsystems (RSS) postuliert, so daß es im Extremfall zu einer Störfalltransiente ohne Schnellabschaltung kommt (ATWS, Anticipated Transients Without Scram).

Aus der Liste der möglichen Störfälle soll im folgenden ein repräsentatives, zu den Reaktivitätsstörfällen gehöriges Ereignis simuliert werden. Als auslösendes Ereignis wird eine Fehlfunktion im Steuersystem der Reflektorstabantriebe derart postuliert, daß es zu einem unbeabsichtigten Ausfahren aller Absorberstäbe mit maximaler Geschwindigkeit kommt.

Der sich ergebende Störfallablauf ist bei dieser Fehlfunktion abhängig von:

1. Last- und Temperaturniveau des Reaktors: Dies liegt begründet in den unterschiedlichen Abständen der einzelnen Prozeßgrößen zum jeweiligen RESA-Anregekriterium bei verschiedenen Last- und Temperaturniveaus. Die Zeitspanne bis zum Auslösen einer RESA ist somit abhängig vom Betriebsfall.
2. Der Vorgeschichte der Reaktorfahrt: Dies ergibt sich aus der zum Teil sehr unterschiedlichen Reaktivitätsbindung der Reflektorstäbe bei gleichem Lastzustand aufgrund der unterschiedlichen Spaltproduktvergiftungen. Die Größe des durch den Temperaturanstieg im Brennelement bewirkten Reaktivitätsfeedbacks ist zudem über den Moderatortemperaturkoeffizienten ebenfalls mit der jeweiligen Xenonkonzentration des Kerns gekoppelt.
3. Der Funktionstüchtigkeit der Meßwerterfassung, und -verarbeitung sowie der Auslöseebene der relevanten Sicherheitseinrichtungen.

8.1 Berechnung des Ausgangszustands für den Störfallablauf

Für die folgenden Untersuchungen soll das Ausfahren der Regelelemente aus dem Vollastzustand kurz nach dem Wiederhochfahren aus 50 % Teillast angenommen werden. Die Position der den Reaktor regelnden Stabgruppe ist, wie oben beschrieben, abhängig davon, in welchem Lastzustand der Reaktor vorher betrieben wurde, das heißt in welchem Maße das Reaktivitätsgeschehen im Core durch das dynamische Verhalten des Neutronengiftes Xe-135 beeinflusst wird.

Während im 100 % Vollastgleichgewicht die Stabgruppe bei einer Einfahrtiefe von ca. 2,5 m unterhalb der Oberkante der Kugelschüttung 1,2 Nile Reaktivität bindet, werden bei Teillastbetrieb (Abb. 52) die Stäbe - nach Überfahren des anfänglichen Xenonberges - längerfristig über die Normalstellung hinaus eingefahren (Abb. 54) um die dynamischen Reaktivitätseffekte des sich einstellenden neuen Xe-Gleichgewichtszustandes zu kompensieren.

Der reaktivitätsmäßig ungünstigste Fall stellt sich nun nach dem Wiederhochfahren auf Vollast durch das vorübergehende Ungleichgewicht zwischen Xe-Produktion und -Zerfall durch den verstärkten Neutronenfluß ein. Die Stäbe werden zur Kompensation des Xenon-Abbrandes noch weiter in den Reflektor abgesenkt.

Die transienten Abläufe bei diesem Lastwechselprogramm sind graphisch in den Abb. 52 bis Abb. 55 dargestellt. Der Lastwechsel wird zum Zeitpunkt $t=0$ entsprechend den Ausführungen in Kapitel 7, Fall II, durchgeführt.

Nach vierzig Stunden²² Teillastfahrt wird die Kraftwerksleistung innerhalb von 3000 Sekunden²³ von 50 % auf 100 % erhöht. Zeitgleich erfolgt die Anhebung der Gasaustrittstemperatur von 600 °C wieder auf 700 °C (Abb. 53). Das Maximum der Reaktivitätsbindung durch die Absorberstäbe wird im "Xenontal" nach weiteren 3,7 Stunden erreicht (vgl. Abb. 55). Durch die danach langsam einsetzende Überkompensation des Xe-Abbrandes durch die Xe-Produktion kommt es wieder zu einer verstärkten Neutronenabsorption und somit zum langsamen Verfahren der Stabgruppe in die Ausgangsstellung.

²² Zur Ermittlung des "worst-case" bei der oben beschriebenen Störfallannahme wird mit dem Programmsystem TINTE [47] für den Lastwechsel aus dem 50% Teillast Xe-Gleichgewicht eine maximale Stabreaktivität von 2,15 Nile berechnet [48]. Aufgrund des sehr hohen Rechenzeitbedarfs wird im vorliegenden Beispiel auf die Berechnung eines neuen, stationären Xe-Gleichgewichtszustand nach 72 Stunden, verzichtet. Die geringe Differenz zwischen der mit TINTE nachvollzogenen Transiente und dem mit dem Anlagenmodell ermittelten 1,97 Nile maximaler Stabbindung erscheint genügend klein, um mit diesen vereinfachten Annahmen erste verwertbare Aussagen über dieses Störfallszenarium zu machen.

²³ Mit Rücksicht auf die bestehende Absenkung der Gasaustrittstemperatur ist der erneute Wechsel auf 100 % Vollast nicht mit 10 %/min zu realisieren, sondern wird abhängig von der maximal zugelassenen Temperaturänderungsgeschwindigkeit von 2 °C/min. Daher ergeben sich die oben genannten 3000 Sekunden anstatt den zu erwartenden 300 Sekunden.

Der Startzeitpunkt für das nachfolgend betrachtete Störfallgeschehen wurde daher bei $t = 43,7$ Stunden gewählt und ist in Abb. 55 gestrichelt eingezeichnet.

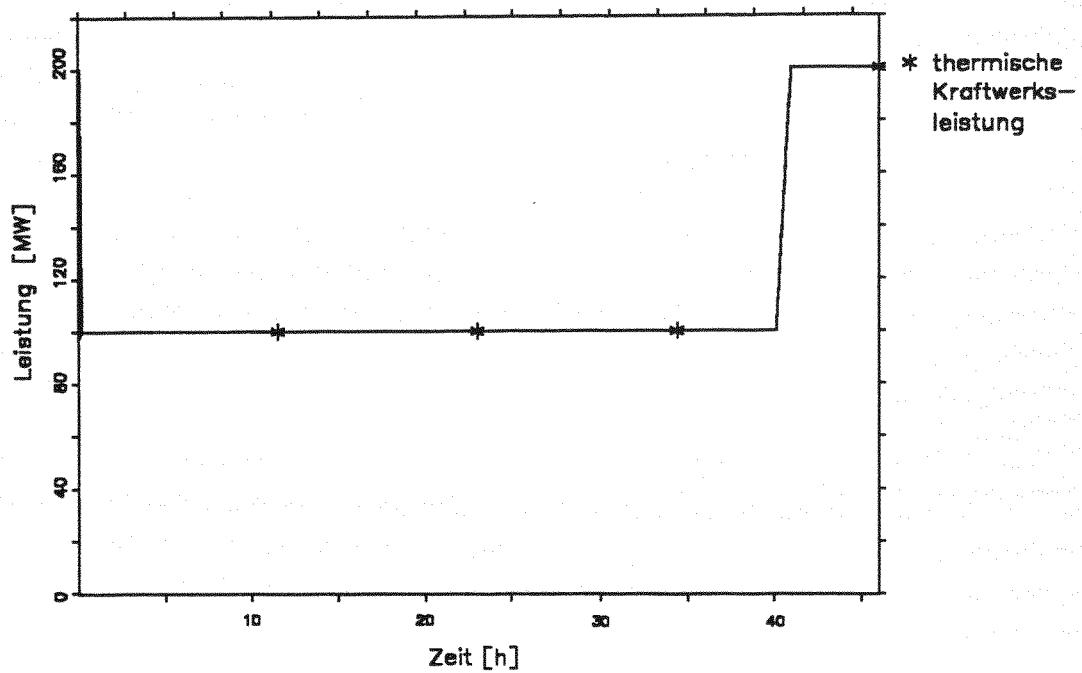


Abb. 52. Thermische Kraftwerksleistung während der Lastwechseltransiente über 46 Stunden

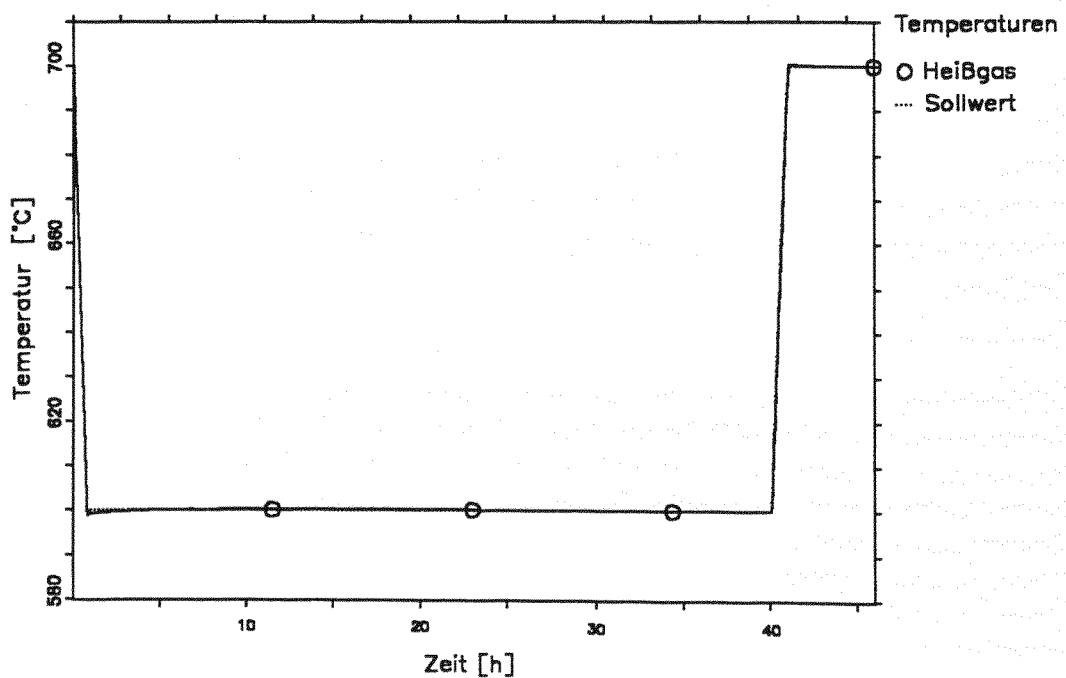


Abb. 53. Zeitlicher Verlauf der Gasaustrittstemperatur

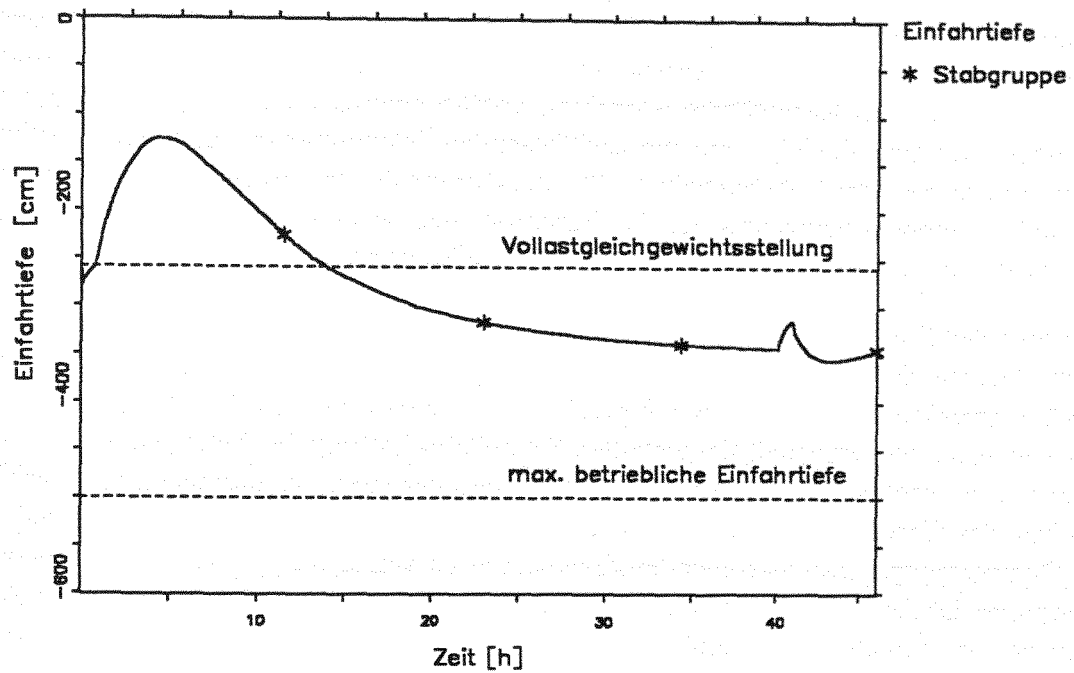


Abb. 54. Zeitlicher Verlauf der Einfahrtiefe der Stabgruppe

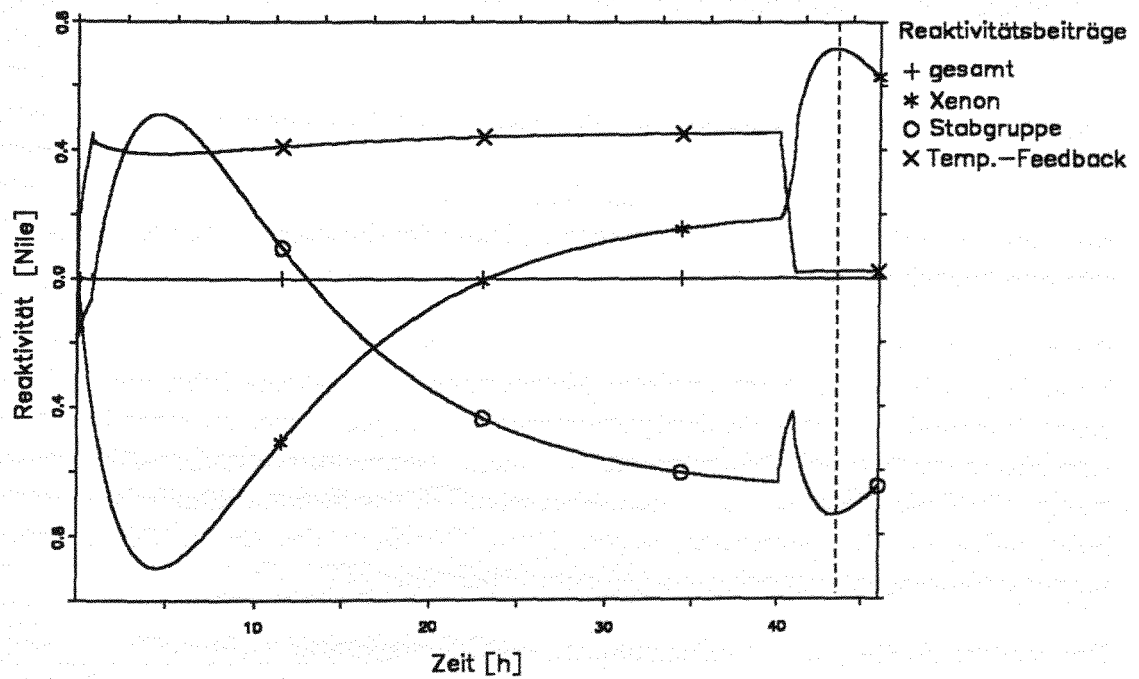


Abb. 55. Zeitlicher Verlauf der Reaktivitätsbeiträge

8.2 Störfallablauf bei Ansprechen des Reaktorschutzsystems

Ausgehend von der im vorangegangenen Kapitel dargestellten Vollastfahrt nach einem Lastwechsel aus 50 % Teillast während 40 Stunden wird zum Zeitpunkt $t = 43,7$ Stunden eine Fehlfunktion im Regelsystem postuliert, so daß eine unbeabsichtigte Ausfahrt der Regelstäbe mit 1cm/s erfolgt. Für die nachfolgenden Betrachtungen sei dieser Zeitpunkt von nun an wieder mit $t = 0$ bezeichnet. Mit Ausnahme dieses (angenommenen) Ausfalls der Heißgastemperaturregelung ist die Funktion aller weiteren das Reaktorgeschehen beeinflussenden Komponenten und Regelkreise als fehlerfrei unterstellt.

Als Folge der Freisetzung der in den Regelstäben gebundenen Reaktivität kommt es zu einem Anstieg der Reaktorleistung und nach etwa 14 Sekunden zum Erreichen des RESA-Anregekriteriums "*thermisch korrigierter Neutronenfluß* $\Phi_{\text{kor}} \geq 120 \%$ " und damit zu der in Abb. 56 gestrichelt dargestellten Schnellabschaltung des betreffenden Moduls. Aufgrund der großen Wärmespeicherkapazität und der damit verbundenen thermischen Trägheit des Cores sind keine nennenswerten Temperatursteigerungen im Core und der den Dampferzeuger durchströmenden Gasmassen zu verzeichnen. Die Temperaturbelastungen im DE entsprechen damit im wesentlichen den in Kapitel 6.2 gemachten Aussagen bei einer "RESA von Hand".

Unterstellt man den Ausfall dieses ersten Anregekriteriums, kommt es kurzzeitig zu einem weiteren Anstieg der Reaktorleistung (Abb. 56), begründet durch die insgesamt positive und weiter steigende Gesamtreaktivität (vgl. Abb. 58). Über die vom Regelsystem konstant gehaltene Wärmeabfuhr verursacht der überschüssige Leistungsanteil eine Aufheizung der Brennelemente (Abb. 59), so daß über die negativen Temperaturkoeffizienten von Brennstoff und Moderator eine die Stabreaktivität überkompensierende Gegenreaktivität eingebracht wird, welche den weiteren Leistungsanstieg innerhalb kurzer Zeit stoppt und anschließend die Leistungsproduktion wieder reduziert. Nach ca. 117 Sekunden wird über das zweite Anregekriterium "*Heißgastemperatur* $T_{\text{HG}} \geq 750 \text{ }^\circ\text{C}$ " die Reaktorschnellabschaltung eingeleitet. In den Abb. 56 und Abb. 58 sind diese Vorgänge an Hand der durchgezogenen Kurvenverläufe sehr anschaulich nachvollziehbar.

Die maximalen Brennelementtemperaturen (Abb. 59) steigen bei diesem Störfallverlauf bis auf ca. $1070 \text{ }^\circ\text{C}$ an. Nach erfolgter Abschaltung des Reaktors führt die noch erfolgende Wärmeabfuhr über die Hauptwärmesenke Dampferzeuger zu einer kurzzeitigen Absenkung der Brennelementtemperaturen (siehe Temperaturverlauf in Abb. 59). Begrenzt wird diese Wärmeabfuhr durch die Auslaufzeit des Primärkühlmittelgebläses. Die Belastungen der Brennelemente liegen damit innerhalb des durch Auslegung und Betriebserfahrungen abgesicherten Temperaturbereiches [1].

Der weitere Anstieg der Primärkühlmittelaustrittstemperatur (Abb. 60) während des Gebläseauslaufs, nach bereits erfolgter Abschaltung des Reaktors, ist die Folge einer Transportverzögerung der im Core befindlichen heißen Gasmassen durch den Heißgassammelraum und die Heißgasleitung in den Dampferzeuger. Erst nach dem Stillstand des Primärkreislausbegleites kommt es, bedingt durch die geringe Wärmekapazität von Helium, zu einer Abkühlung der Gasmassen auf das Temperaturniveau der graphitischen Strukturen des Heißgasplenums.

Innerhalb des Dampferzeugers kommt es nach dem Abschalten des Gebläses und dem Schließen der Speisewasserarmatur zu einem Angleichen der Dampftemperaturen an die Rohrwandtemperaturen des Überhitzerbündels (Abb. 61).

Am Ende des Überhitzerbündels bewirkt die noch während des Abschaltvorganges in den Dampferzeuger eingebrachte Heizleistung einen vorübergehenden Anstieg der Dampftemperaturen über die bereits auf Reflektorniveau befindlichen Gastemperaturen.

Ähnliches gilt für die kalte Seite des Dampferzeugers. Hier nähern sich die Heliumtemperaturen nach dem anfänglichen Anstieg aufgrund der reduzierten sekundärseitigen Wärmeabnahme nach dem Stillstand des Gebläses allmählich der Speisewassertemperatur an. Der Verlauf der Kaltgastemperatur ist in Abb. 62 dargestellt.

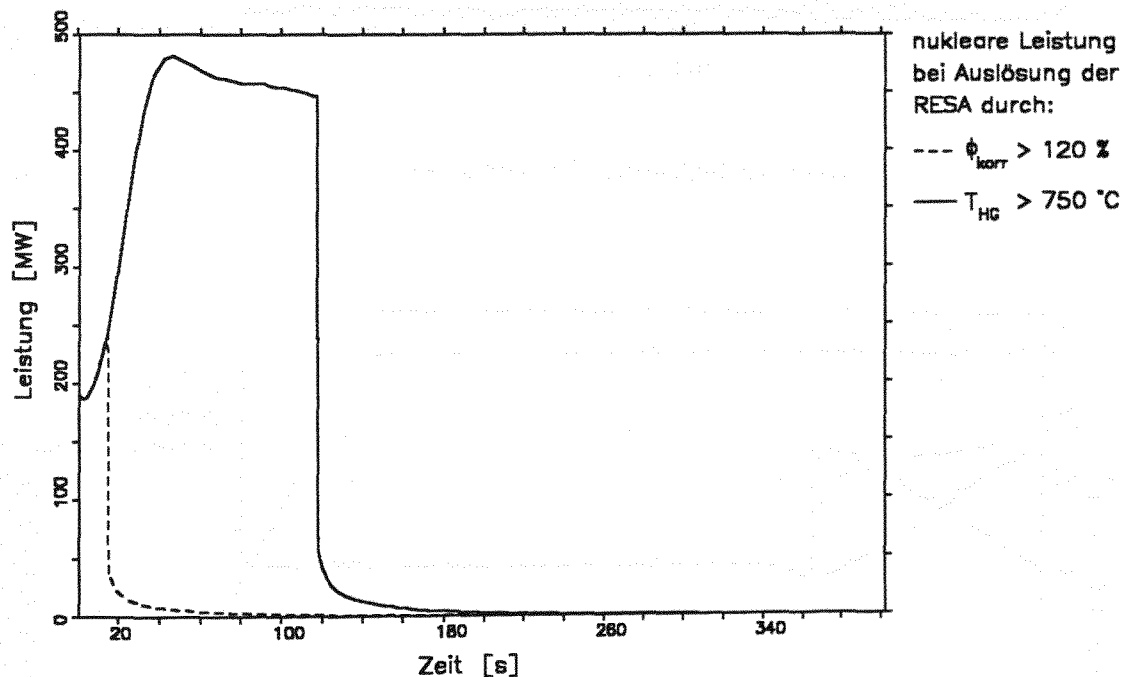


Abb. 56. Zeitlicher Verlauf der nuklearen Leistung: In den folgenden Abbildungen ist jeweils gestrichelt der Störfallablauf bei Auslösung der Reaktorschnellabschaltung durch das erste Anregekriterium "thermisch korrigierter Neutronenfluß $\Phi_{\text{korr}} \geq 120\%$ " dargestellt. Der durchgezogene Verlauf spiegelt die Vorgänge beim unterstellten Versagen dieses ersten Kriteriums und der anschließenden Abschaltung über die Reaktorschutzvariable $T_{\text{HG}} \geq 750^\circ\text{C}$ wieder.

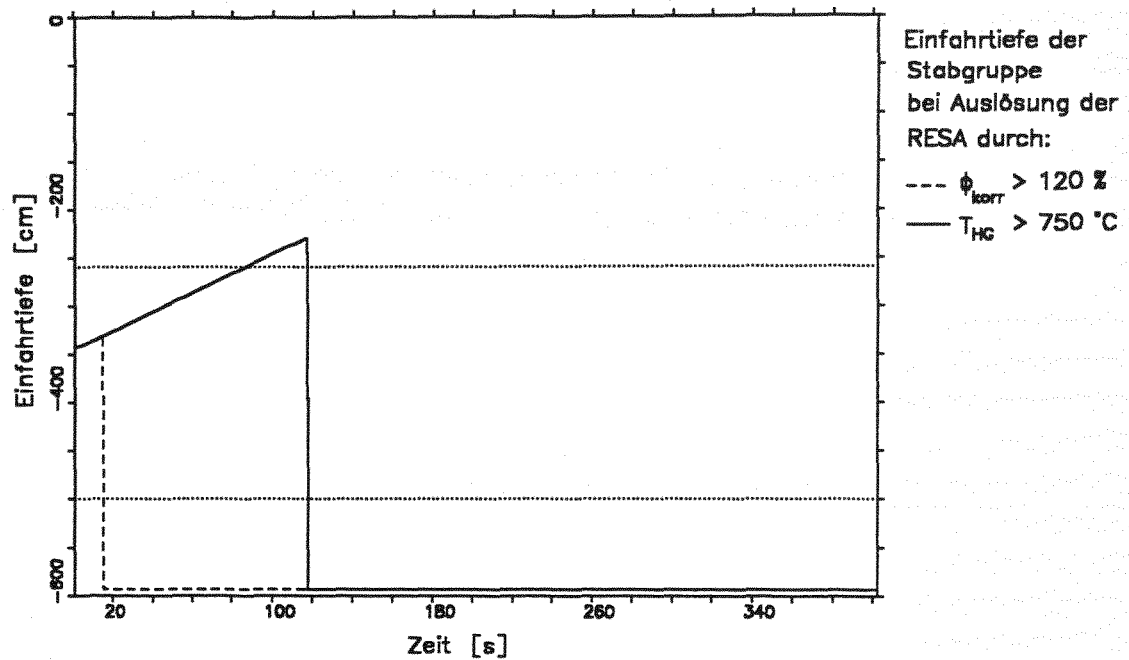


Abb. 57. Zeitlicher Verlauf der Einfahrtiefe der Stabgruppe

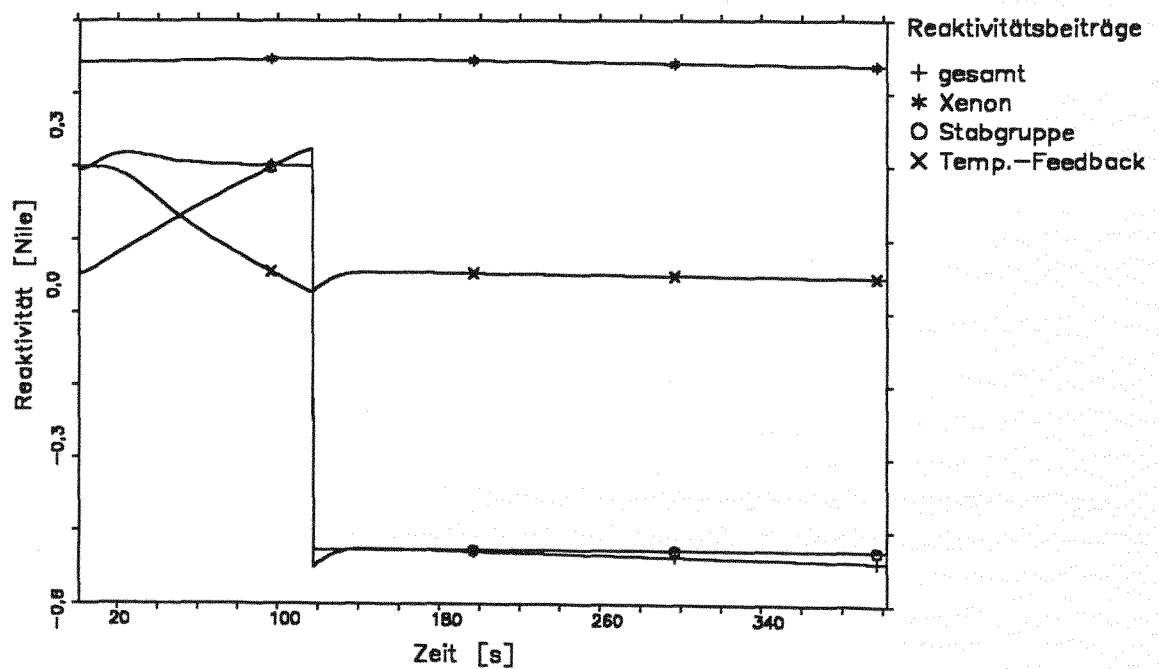


Abb. 58. Zeitlicher Verlauf der Reaktivitätsbeiträge

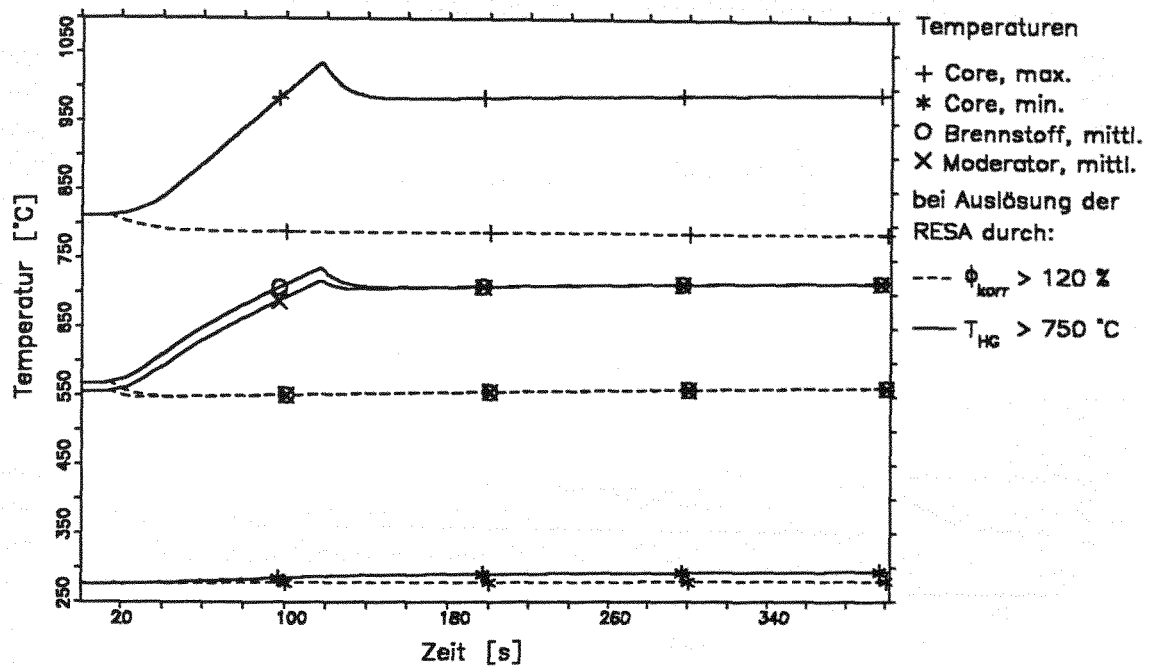


Abb. 59. Zeitlicher Verlauf der Brennstoff- und Moderatortemperaturen

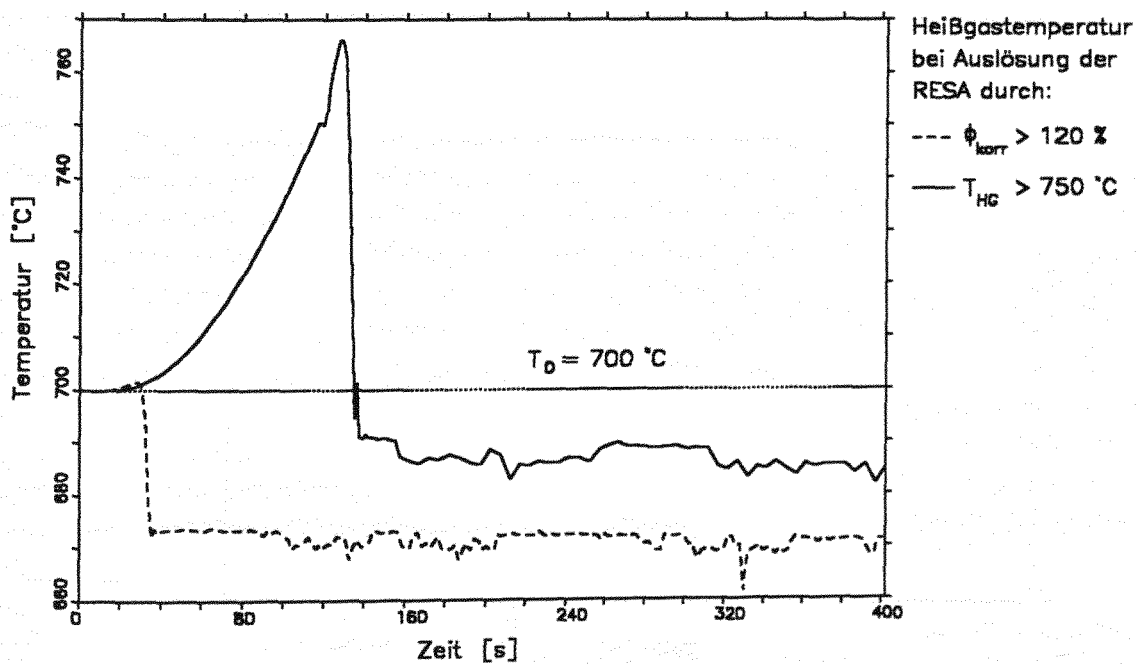


Abb. 60. Zeitlicher Verlauf der Primärkühlmittelaustrittstemperatur

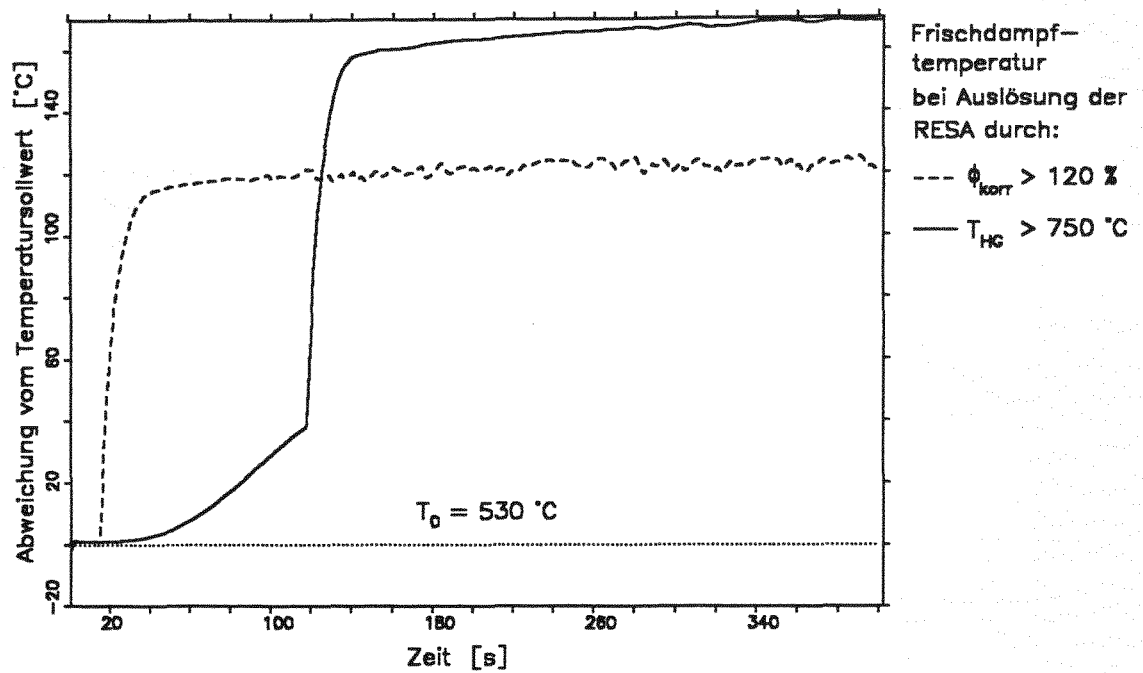


Abb. 61. Zeitlicher Verlauf der Dampftemperatur am heißen Ende des Überhitzerbündels

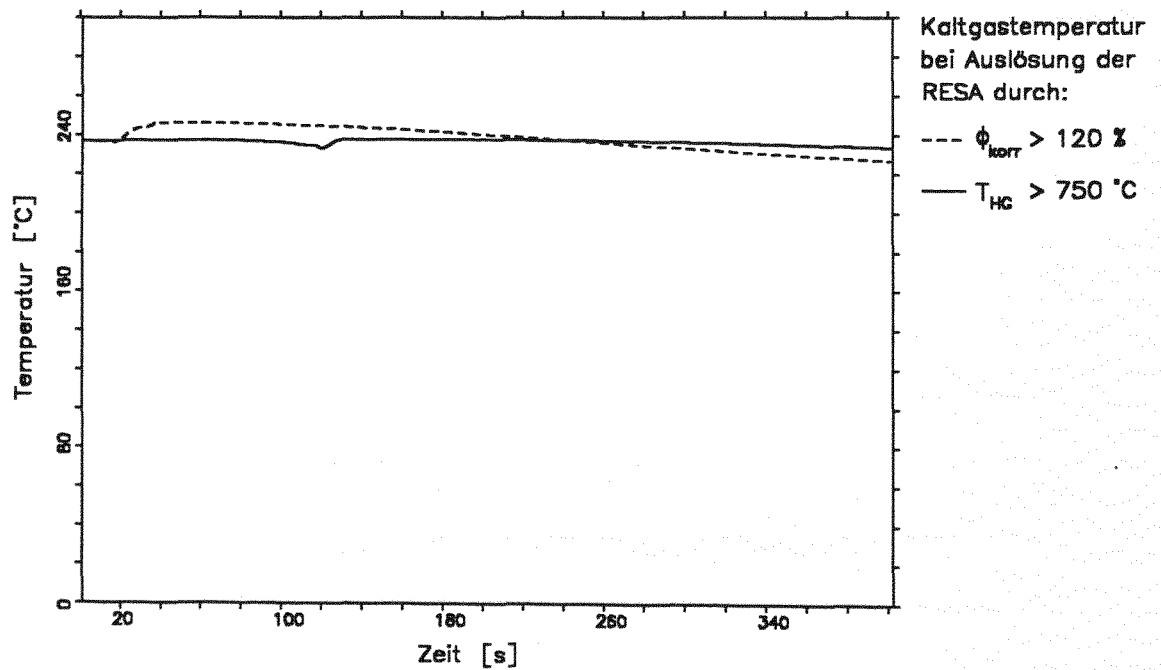


Abb. 62. Zeitlicher Verlauf der Kaltgastemperatur vor dem Gebläse

8.3 Störfallablauf ohne Ansprechen des Reaktorschutzsystems (ATWS)

Im folgenden wird, bei gleichem Ereignisablauf wie im vorangegangenen Kapitel, der Ausfall der Anregeebe des Reaktorschutzsystems postuliert. Bei dieser hypothetischen Störfallannahme soll gezeigt werden, wie sich die aktiven Eingriffe des Regelsystems im Zusammenspiel mit Reaktor und Dampferzeuger auf den Störfallablauf²⁴ auswirken würden.

Die Auswahl dieses Störfallszenarios geschieht mit zweierlei Absicht. Zum einen erscheint die Berechnung der hypothetisch auftretenden Temperaturen im Hinblick auf die Belastung der Brennelemente und der metallischen Strukturen des Dampferzeugers von Interesse. Beispielhaft kann zudem gezeigt werden, daß für inhärent sichere Reaktorkonzepte explizit geprüft werden muß, ob das Regelsystem auch bei möglichen Schiefzuständen infolge des Ausfalles aktiver Sicherheitskomponenten innerhalb des Störfallszenarios stabil arbeitet und damit sichergestellt ist, daß von dieser Seite keine zusätzlichen Komplikationen in den Störfallablauf mit eingebracht werden.

8.3.1 Betrachtung des Störfallablaufs, Teil I: Stabilitätsuntersuchung

Der Ausgangszustand der transienten Rechnung entspricht dem in Kapitel 8.1 dargestellten. Betrachten wir den Störfallablauf zunächst von der idealisierten, das heißt theoretischen Seite:²⁵

Zum Zeitpunkt $t=0$ wird, verursacht durch einen Fehler in der Stabantriebssteuerung, die Ausfahrt aller sechs Reflektorstäbe mit maximaler Geschwindigkeit initiiert. Durch die Freisetzung der in den Stäben gebundenen Reaktivität kommt es zu einem vorübergehenden Anstieg der Reaktorleistung, wobei der nicht abgeführte Leistungsanteil (die Leistungsabnahme am DE wird über die thermische Leistungsregelung auf konstant 200 MW gehalten) zu einer Aufheizung der Brennelemente führt. Die hierdurch über den negativen Temperaturkoeffizienten eingebrachte Gegenreaktivität begrenzt jedoch den Leistungsanstieg und sorgt im weiteren Verlauf der Transiente für eine Reduktion der Reaktorleistung, so daß sich wieder ein Gleichgewicht zwischen produzierter und abgeführter Leistung einstellen müßte. Als Endzustand der Transiente wird damit ein neuer stabiler Zustand mit ca. 100 % Leistung auf einem neuen, höheren Temperaturniveau zu erwarten sein. Die dazu gehörige mittlere Temperaturerhöhung im Core läßt sich an Hand der globalen Temperatur-Feedbackkoeffizienten in Tab. 8 vorab in grober

²⁴ Es sei an dieser Stelle ausdrücklich angemerkt, daß sich der ergebende Ereignisablauf zu jedem Zeitpunkt durch das Abschalten des Primärkreislaufgebläses beenden läßt. Diese betrieblich am AVR Jülich abgesicherte Möglichkeit zur sicheren Reaktorabschaltung über den negativen Temperaturkoeffizienten des Reaktors dürfte nach ingenieurwissenschaftlichen Gesichtspunkten immer auf die eine oder andere Weise realisierbar sein.

²⁵ Zur Verdeutlichung können die im folgenden aufgeführten fünf Abbildungen der tatsächlichen Rechnung herangezogen werden, für diese idealisierte Diskussion allerdings nur etwa bis zur ersten Hälfte des Zeitbereichs.

Näherung abschätzen. Setzt man ein dK_{eff} / dT entsprechend Tab. 8 bei einer Temperatur von 750 °C an - diese Annahme dürfte ausreichend konservativ sein - so ergibt sich für die zur Kompensation der aus den Stäben freigesetzte Reaktivität von ca. 2 Nile mittlere Kerntemperaturerhöhung ein Wert in der Größenordnung von ca. 450 °C, was einer mittleren Coretemperatur von etwa 1020 °C entspräche.

Temperaturen	Betriebstemperatur	Betriebstemperatur	Störfallannahme T = 750 °C
Quelle	KFA/ISR	Interatom	Interatom
Brennstoff (Dopplerkoeff. ^{238}U)	$-4,5 \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{C}$	$-4,71 \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{C}$	$-4,5 \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{C}$
Moderator	$-0,6 \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{C}$	$-0,2 \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{C}$	$< -0,90 \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{C}$
Reflektor	$+2,1 \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{C}$	$+1,5 \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{C}$	$+0,95 \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{C}$
Total	$-3,0 \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{C}$	$-3,41 \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{C}$	$-4,45 \cdot 10^{-5} / ^\circ\text{C}$

Tab. 8. Temperaturkoeffizienten dK_{eff} / dT bei unterschiedlichen Reaktortemperaturen: Zum Vergleich mit den von Siemens-Interatom berechneten und im Anlagenmodell implementierten Feedbackkoeffizienten, sind zusätzlich die Ergebnisse der unabhängig durchgeführten Untersuchungen mit dem Programmzyklus V.S.O.P. der Gruppe Teuchert, Rütten, Haas [30] am Institut für Sicherheitforschung und Reaktortechnik an der KFA Jülich mit aufgeführt.

Betrachten wir nun das Störfallgeschehen an Hand der transienten Rechnung mit dem Anlagenmodell:

Der zeitliche Verlauf der Fehlfunktion, das Ausfahren der Reflektorstäbe, ist in Abb. 63 durch die Einfahrtiefe der Stabgruppe im Reflektor und in Abb. 64 als Freisetzung der von der Einfahrtiefe abhängigen Reaktivitätsbindung der Regelstäbe dargestellt.

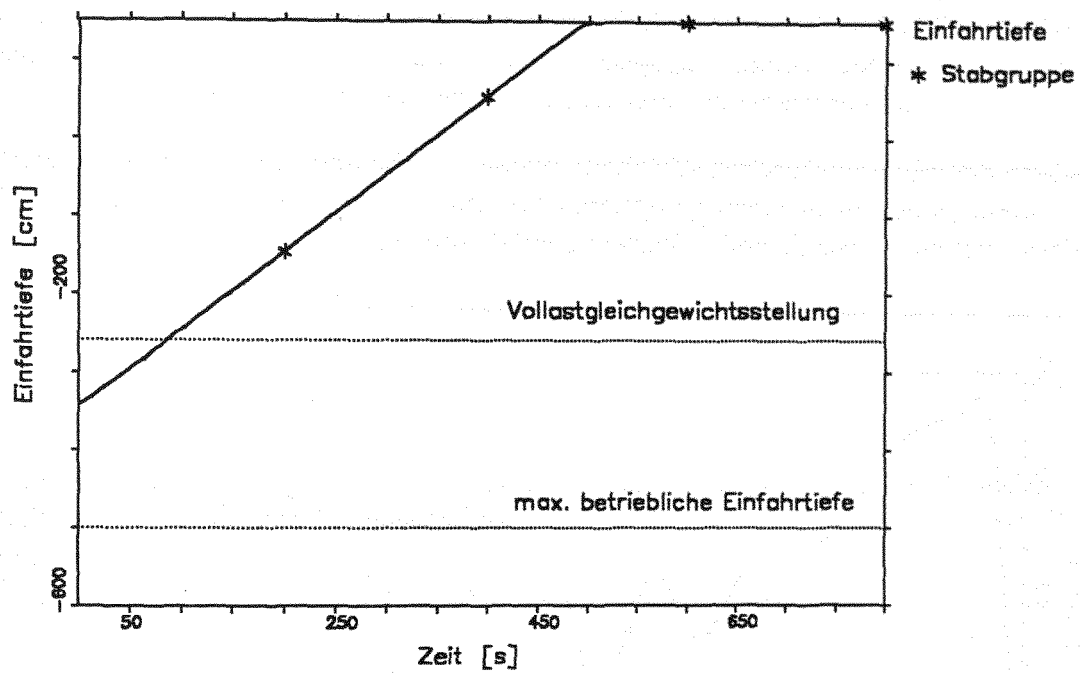


Abb. 63. Zeitlicher Verlauf der Einfahrtiefe der Stabgruppe

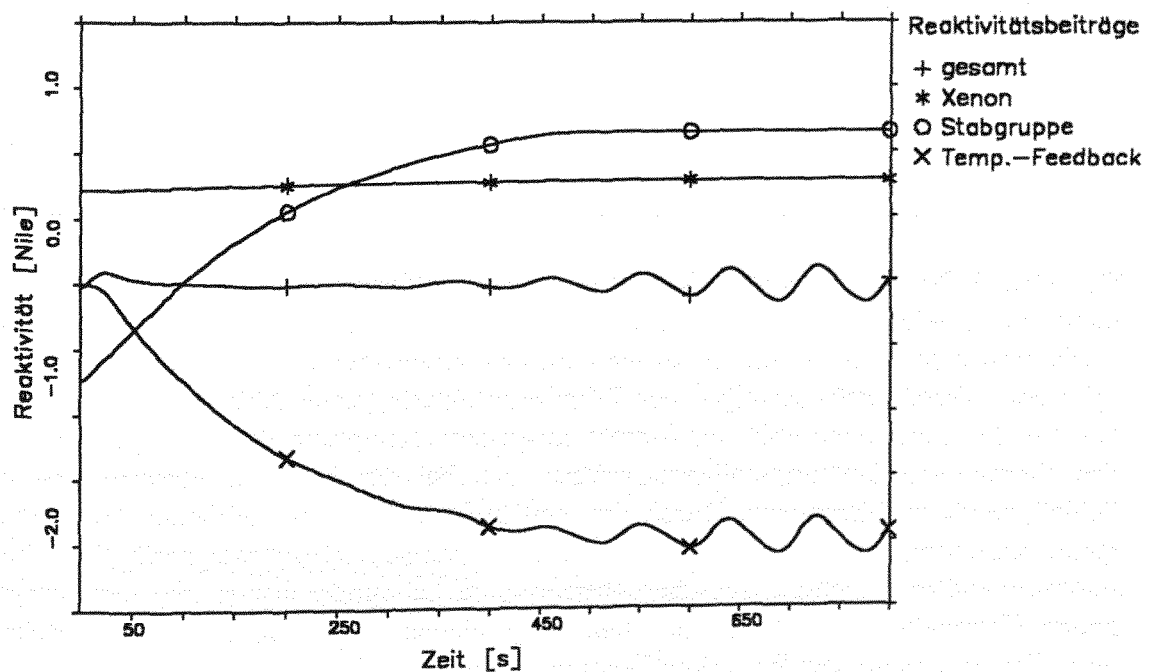


Abb. 64. Zeitlicher Verlauf der Reaktivitätsbeiträge

Als Folge dieser Freisetzung kommt es zu einer kurzzeitig positiven Gesamtreaktivität und infolge dessen zu einer Leistungserhöhung entsprechend dem schon im vorange-

gangen Kapitel gesagten (Abb. 65). Über den stabilisierenden, gegenkoppelnden Reaktivitätseffekt der Temperaturerhöhung in den Brennelementen (vgl. Abb. 66) wird der aufgrund der Stabausfahrt eingebrachte positive Reaktivitätsanteil jedoch rasch kompensiert, so daß es wieder zu einer Reduktion der Reaktorleistung kommt.

Entgegen der im vorangegangenen Abschnitt gemachten theoretischen Vorbetrachtung erreicht diese jedoch nicht einen stationären Gleichgewichtszustand von erneut 100 %, sondern zeigt einen oszillierenden Verlauf gemäß Abb. 65.

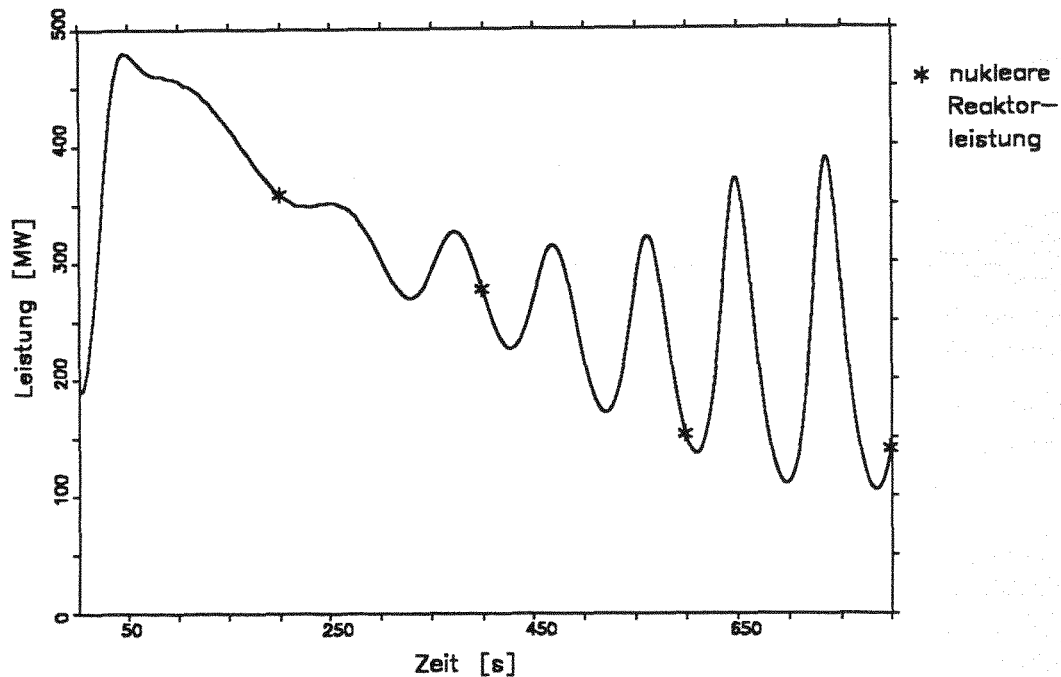


Abb. 65. Zeitlicher Verlauf der nuklearen Leistung

Der Grund für dieses instabile Verhalten in der nuklearen Leistungsproduktion liegt nicht im nuklearen Teil der Anlage, sondern in der Kraftwerksregelung. Die Oszillationen sind eine Reaktion auf die vom Frischdampfthermostat aufgetragenen zyklischen Durchsatzänderungen des Primärkühlmittels (siehe Abb. 67 und Abb. 68). Die für den normalbetrieblichen Einsatz ausgelegte Kopplung der Regelparameter an den thermischen Leistungssollwert, erweist sich bei der hier auftretenden extremen Schiefelage als problematisch. Durch das weit außerhalb der betrieblichen Grenzen liegende Verhältnis zwischen primär- und sekundärseitigem Durchsatz gerät die arbeitspunktabhängige Beziehung zwischen thermischem Leistungssollwert und dem vorgesehenen Heliumdurchsatz derart aus dem vorgesehenen Anwendungsbereich, daß es zu einer Fehlanpassung der Reglerkoeffizienten kommt.²⁶

²⁶ Im Rahmen der Untersuchungen wurde die Rechnung für unterschiedliche Zeitschrittweiten wiederholt, um die Ergebnisse auf einen möglichen Einfluß durch die Wahl der Diskretisierungsintervalle hin zu überprüfen. Ab einer Zeitschrittweite $T = 2$ Sekunden bis herunter zur Abtastzeit des Frischdampfthermostatregelkreises selber von $T = 0.1$ Sekunden,

Um auch unter diesen extremen Lastzuständen einen sicheren, das heißt stabilen Betrieb zu gewährleisten, ist zu überlegen, die Parameternachführung nicht mit dem festen Führungssollwert der thermischen Leistung zu realisieren, sondern über eine dem jeweiligen Durchsatzistwert angepaßte Größe.

Für die nachfolgenden Rechnungen werden dementsprechend die Gleichungen 5.5.3.27 und 5.5.3.28 zu

$$V_{R, PI(TFD)} = V_{R, 100\%} \cdot n_{\text{Gebläse, IST}} \quad [8.3.1.1]$$

$$T_{n, PI(TFD)} = \frac{T_{n, 100\%}}{n_{\text{Gebläse, IST}}} \quad [8.3.1.2]$$

dahingehend geändert, daß die Parameterführung über die in weiten Grenzen zum Durchsatz proportionale Gebläsedrehzahl $n_{\text{Gebläse, IST}}$ realisiert wird. Die weiteren Rechnungen werden mit dieser Reglermodifikation²⁷ durchgeführt.

konnte keine Zeitschrittweitenabhängigkeit nachgewiesen werden. Es ist deshalb davon auszugehen, daß die mit dem Modell errechneten Instabilitäten physikalisch-technischer Natur und damit systemimmanent sind.

- ²⁷ Für weitergehende Untersuchungen sind im Anlagenmodell beide Varianten der Parameternachführung implementiert worden. Über die Variable ITFDK kann im Unterprogramm SETREG der Nachführungsmodus ausgewählt werden. Es sei hier ergänzend angemerkt, daß bei betrieblichen Lastwechselzyklen die Modifikation keine Unterschiede im Regelverhalten gegenüber der Variante mit Nachführung über den thermischen Leistungssollwert zeigt. Es bietet sich daher an, generell mit der Parametersteuerung über die Gebläsedrehzahl zu arbeiten.

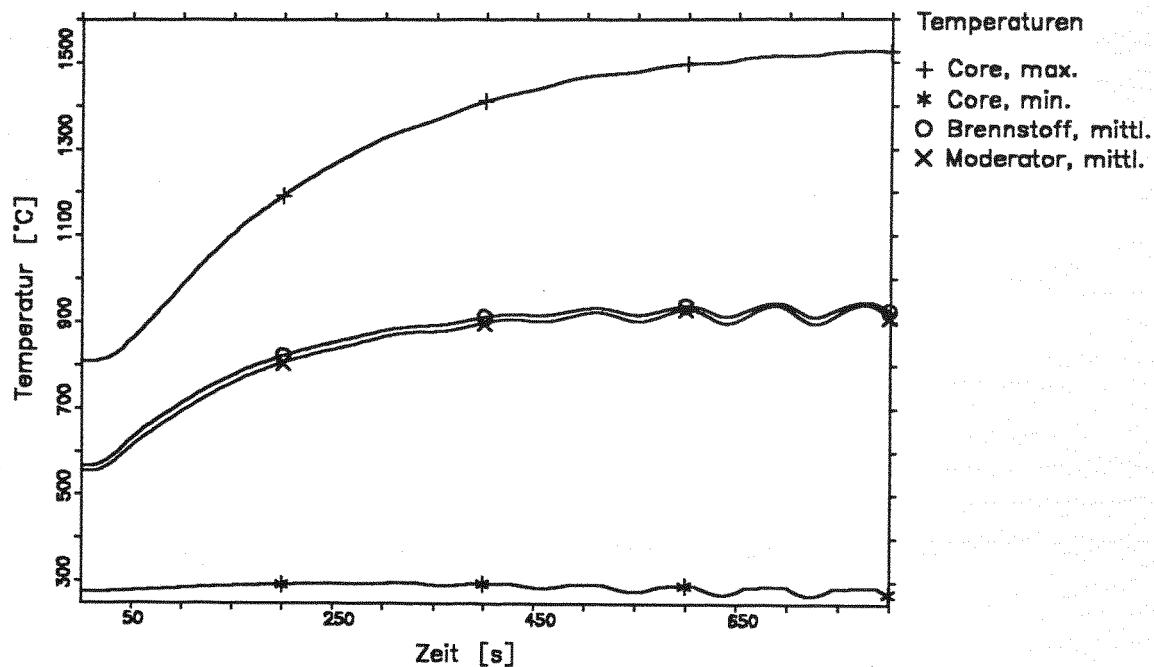


Abb. 66. Zeitlicher Verlauf der Brennstoff- und Moderatortemperaturen

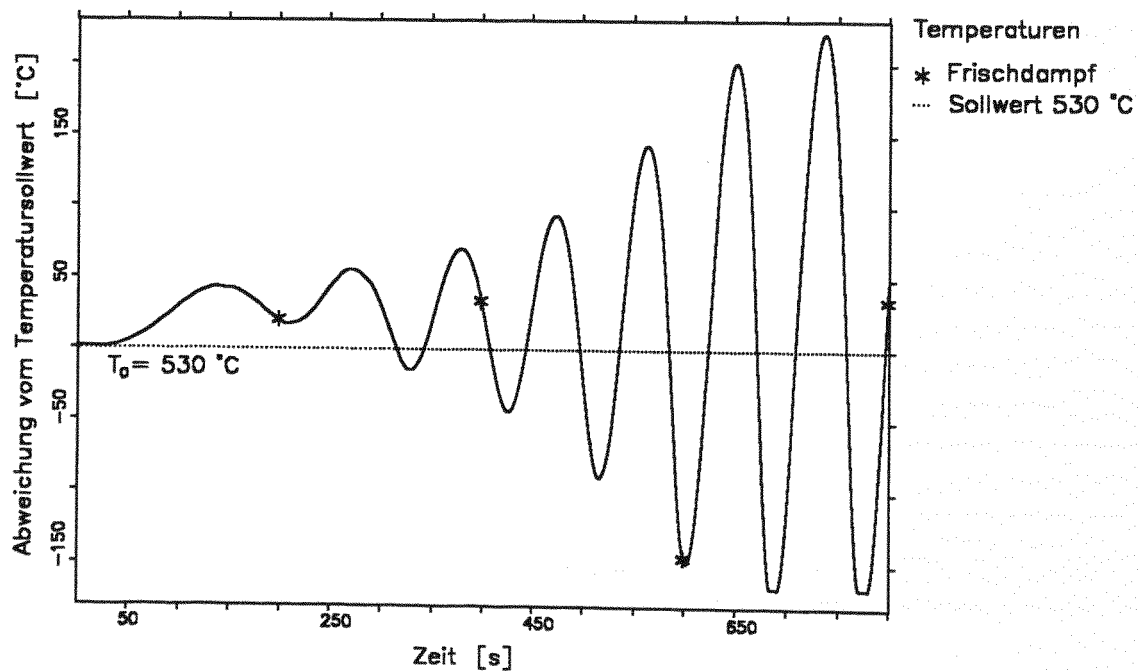


Abb. 67. Zeitlicher Verlauf der Frischdampf Temperatur-Änderung

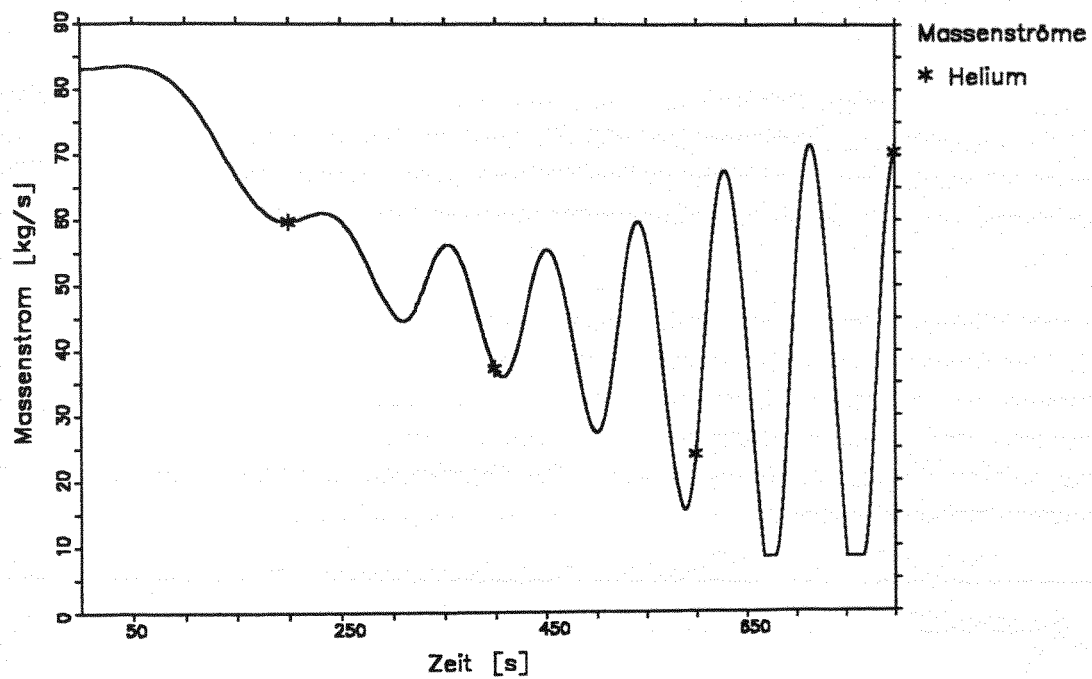


Abb. 68. Zeitlicher Verlauf des Primärkühlmitteldurchsatzes

8.3.2 Teil II: Interpretation der transienten Abläufe bei geregelter Leistungsauskopplung

Mit dem modifizierten Regelsystem wird der Störfallablauf erneut gerechnet (vgl. Abb. 69). Auffälligste Änderung ist, daß die aus der vorangegangenen Rechnung bekannten Schwingungen nicht mehr in Erscheinung treten. Durch die Änderung der Parameteranpassung ist somit die Schwingungsneigung des nuklearen Energieerzeugers beseitigt.

Der Störfallablauf entspricht damit den theoretischen Vorüberlegungen aus Kapitel 8.3.1. Die Ausfahrt der Reflektorstäbe (vergl. Abb. 63) führt vorübergehend zu einer Exkursion der nuklearen Leistung (Abb. 69), die aber über eine Erhöhung von Brennstoff- und Moderatortemperaturen (Abb. 71) und über die damit verbundene starke Reaktivitätsgegenkopplung (s. Abb. 70) abgefangen und wieder auf den 100 % Nennwert zurückgeführt wird.

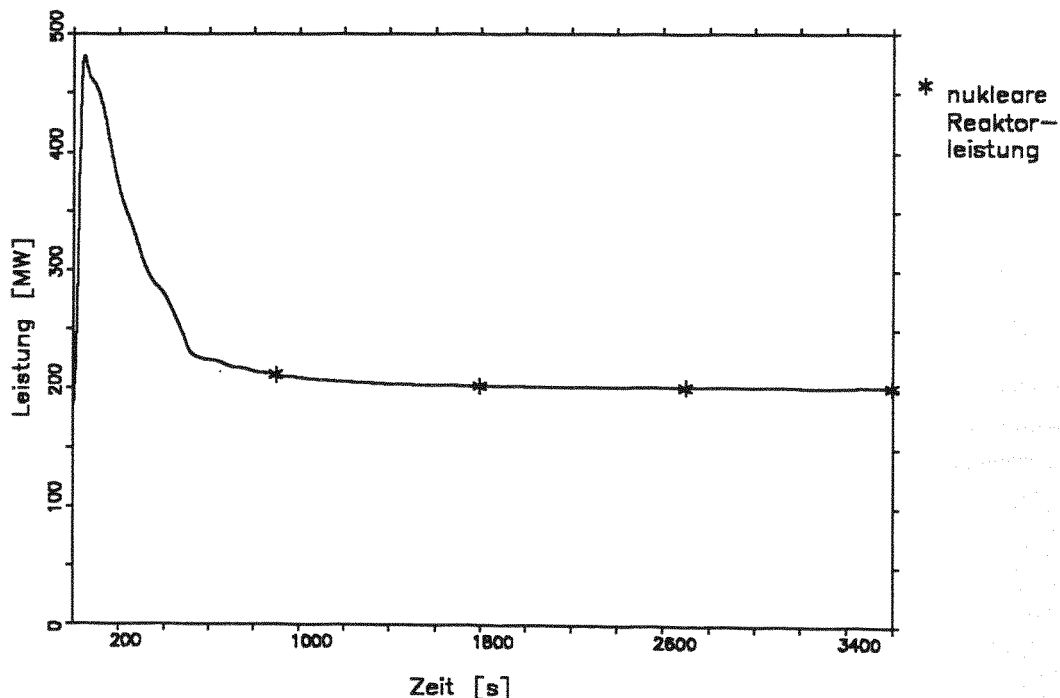


Abb. 69. Zeitlicher Verlauf der nuklearen Reaktorleistung

Für den weiteren Störfallablauf kommt jetzt dem insgesamt erhöhten Reaktortemperaturniveau eine besondere Bedeutung innerhalb der geregelten Gesamtanlage zu. Die Erhöhung der mittleren Reaktortemperaturen (s. Abb. 71 und Abb. 72) führt zwangsläufig zu einem Anstieg der Gasaustrittstemperatur (Abb. 74) und damit zum Anstieg der Frischdampf Temperatur bei gleichem Gasmassendurchsatz (Abb. 76). Dieser Dampftemperaturerhöhung wirkt das Regelsystem mit dem Herunterfahren des Gasdurchsatzes entsprechend Abb. 73 entgegen. Bei gleichbleibender (geregelter) Leistungsabnahme am Dampferzeuger (s. Abb. 78) führt diese Kühlgasreduktion in Verbindung mit den sich ändernden Wärmeübertragungseigenschaften im Dampferzeuger

zu einer Vergrößerung der Aufheizspanne, so daß sich eine Reaktoreintrittstemperatur von ca. 180 °C und eine Austrittstemperatur von etwa 1300 °C einstellen.

Es muß an dieser Stelle ausdrücklich darauf hingewiesen werden, daß bedingt durch die sehr vereinfacht dargestellte Neutronik in Form eines Punktmodells für diese extreme Störfallsituation keine belastbaren quantitativen Ergebnisse von der Rechnung zu erwarten sind. Die genannten Werte können daher lediglich eine Tendenz widerspiegeln, die aber weitere Untersuchungen zur Klärung der aufgezeigten Phänomene als notwendig und sinnvoll erscheinen lassen. Dies gilt besonders, weil die - es sei hier noch einmal gesagt: mit einem sehr groben Modell - berechneten Heißgastemperaturen weit oberhalb der Auslegungswerte der metallischen Strukturen des Dampferzeugers liegen und so ein Versagen dieser Komponente befürchtet werden muß.

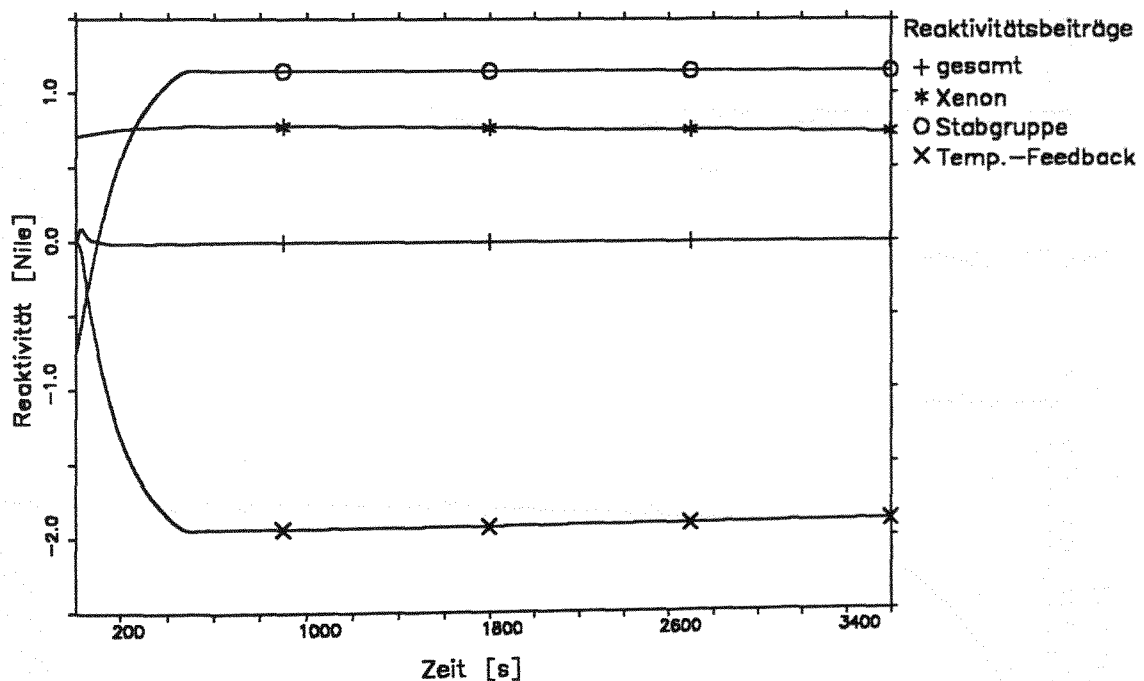


Abb. 70. Zeitlicher Verlauf der Reaktivitätsbeiträge (mit Berücksichtigung des Reflektorfeedbacks)

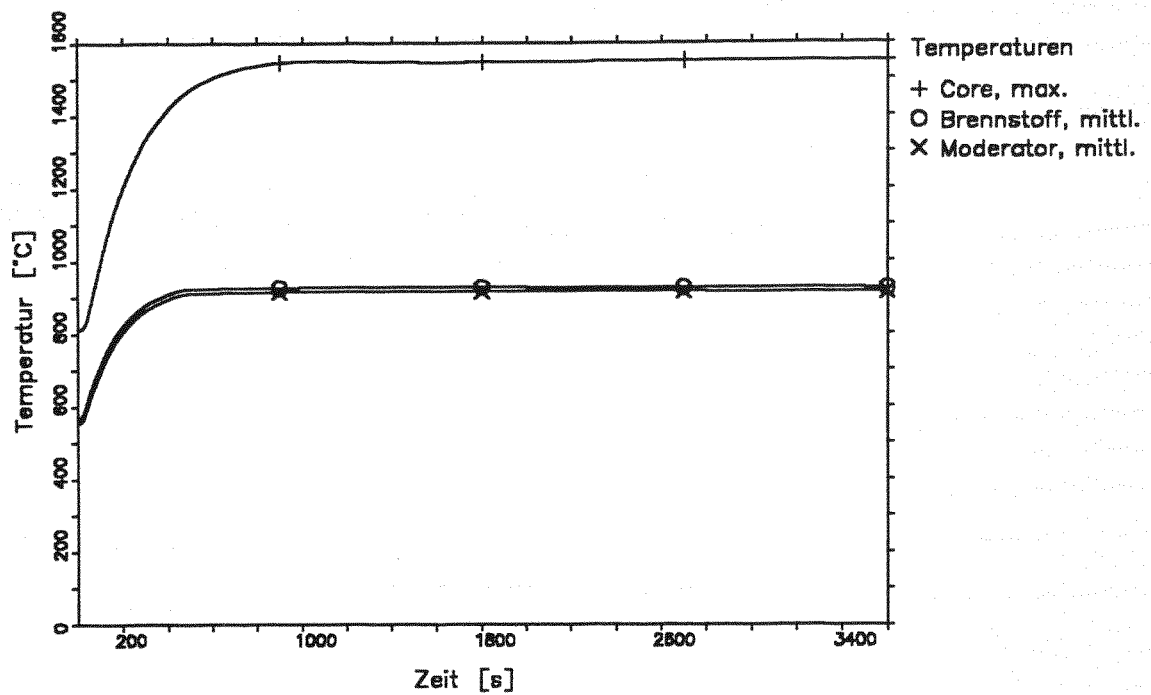


Abb. 71. Zeitlicher Verlauf der Brennstoff- und Moderatortemperaturen

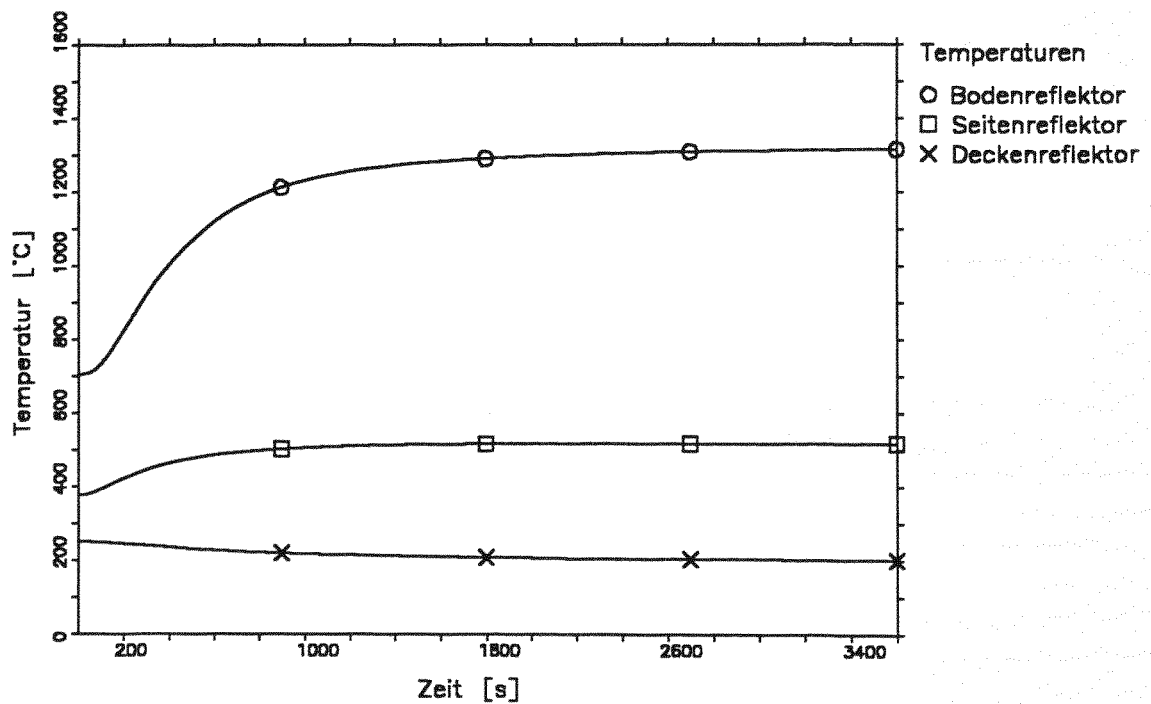


Abb. 72. Zeitlicher Verlauf der Reflektortemperaturen

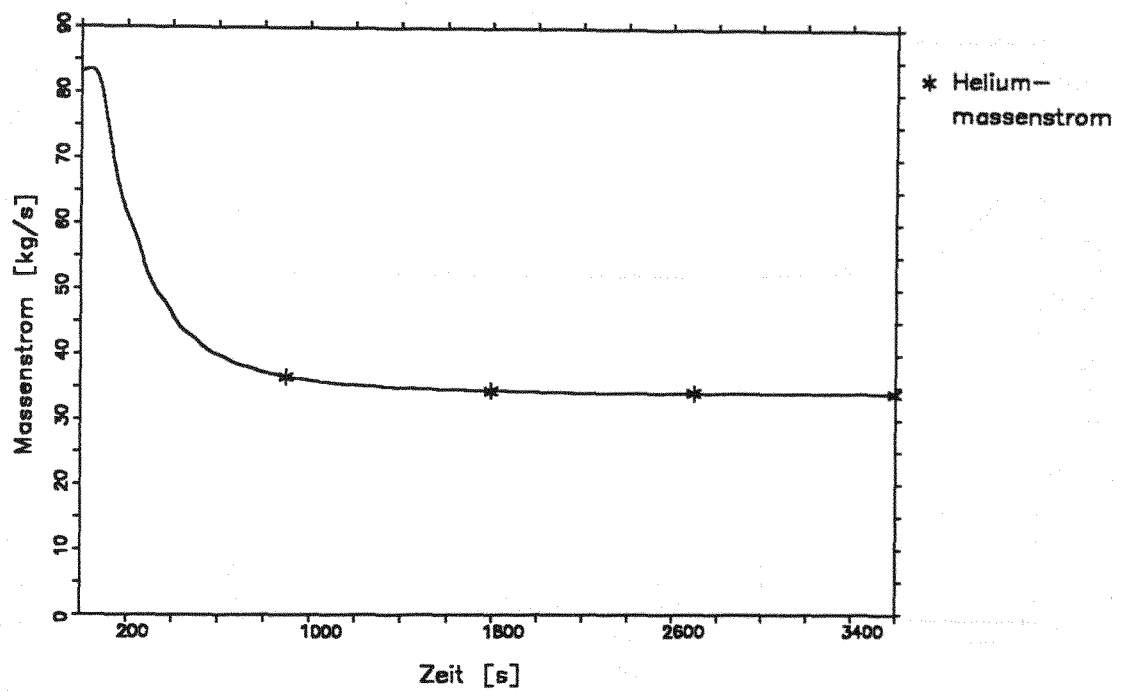


Abb. 73. Zeitlicher Verlauf des Primärkühlmitteldurchsatzes

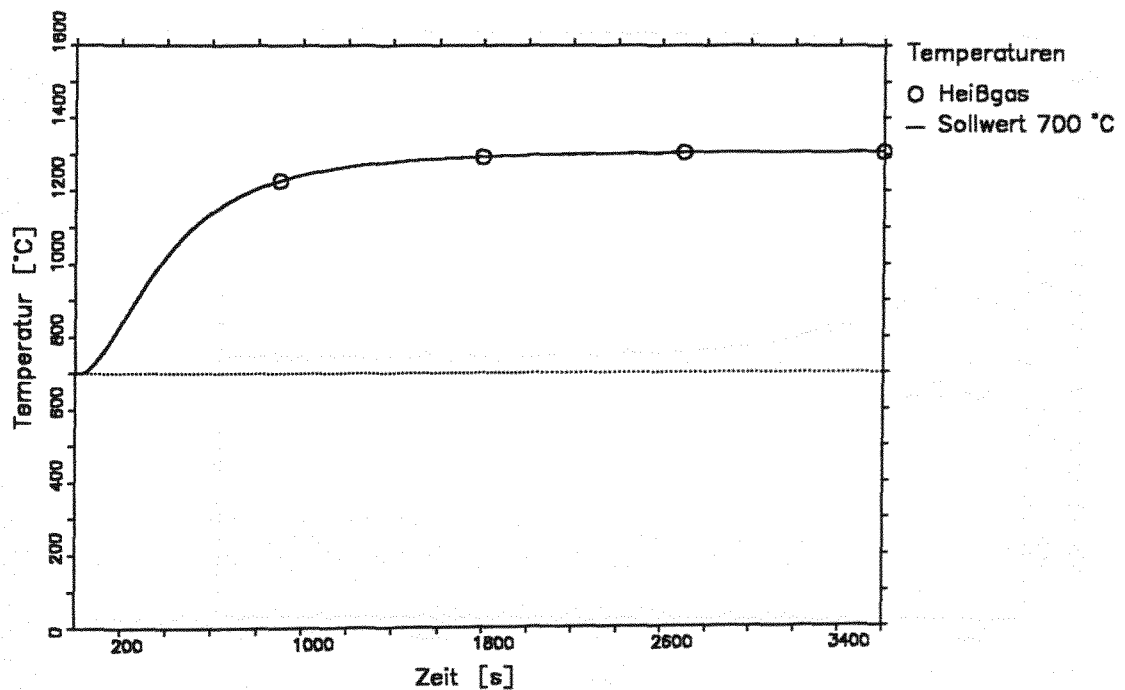


Abb. 74. Zeitlicher Verlauf der Heißgastemperatur

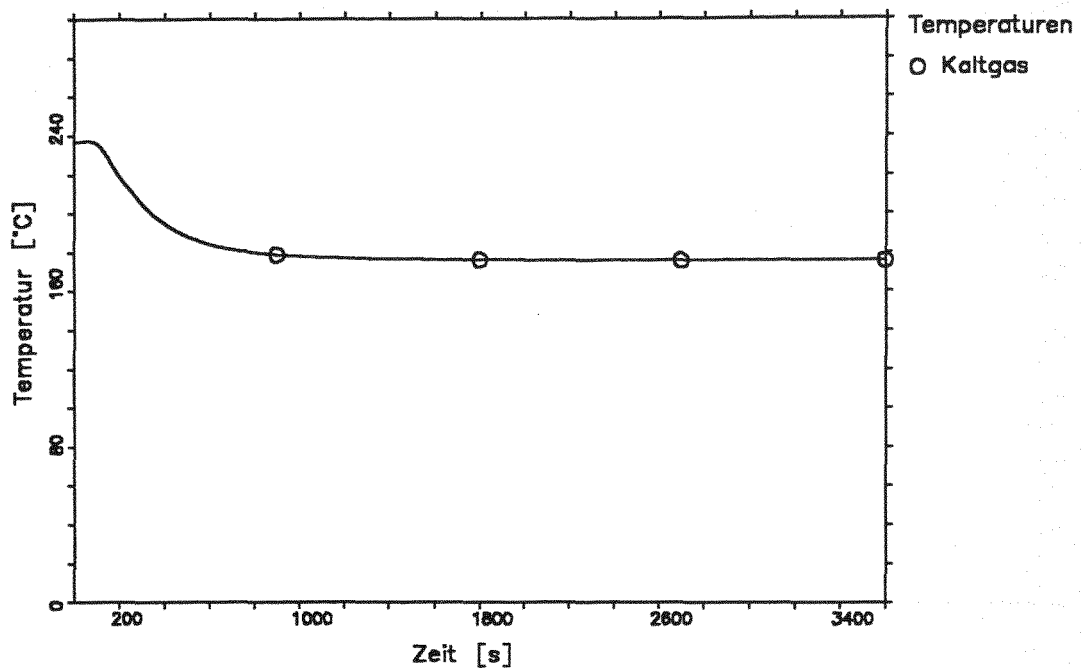


Abb. 75. Zeitlicher Verlauf der Kaltgastemperatur

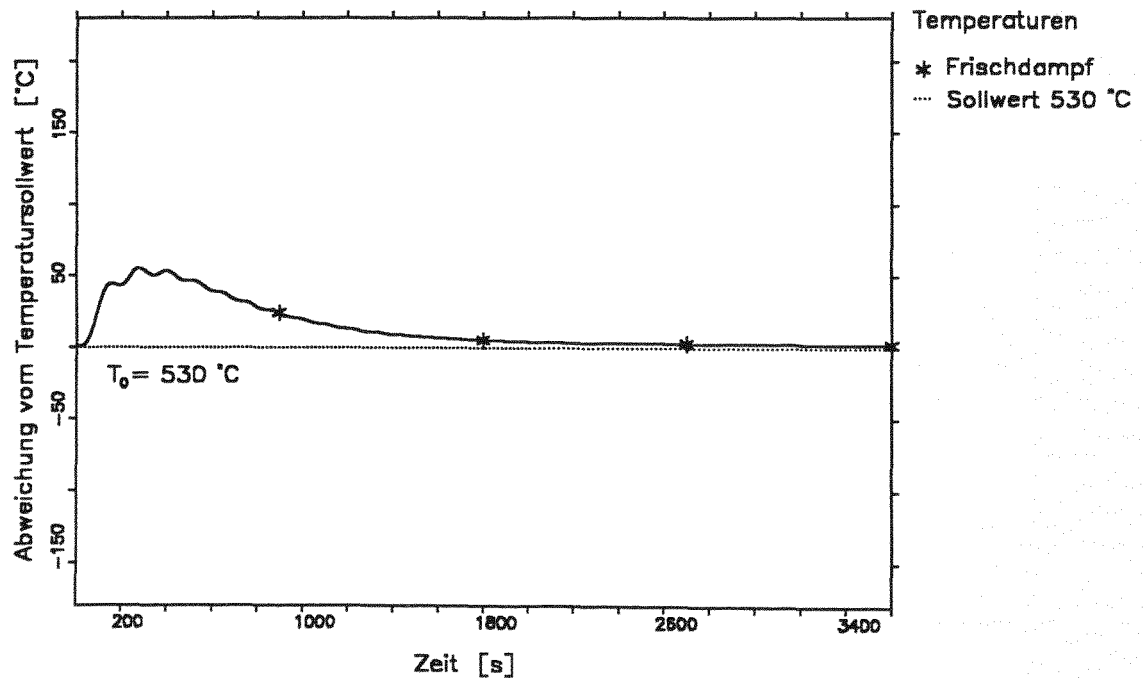


Abb. 76. Zeitlicher Verlauf der Frischdampf temperatur-Änderung

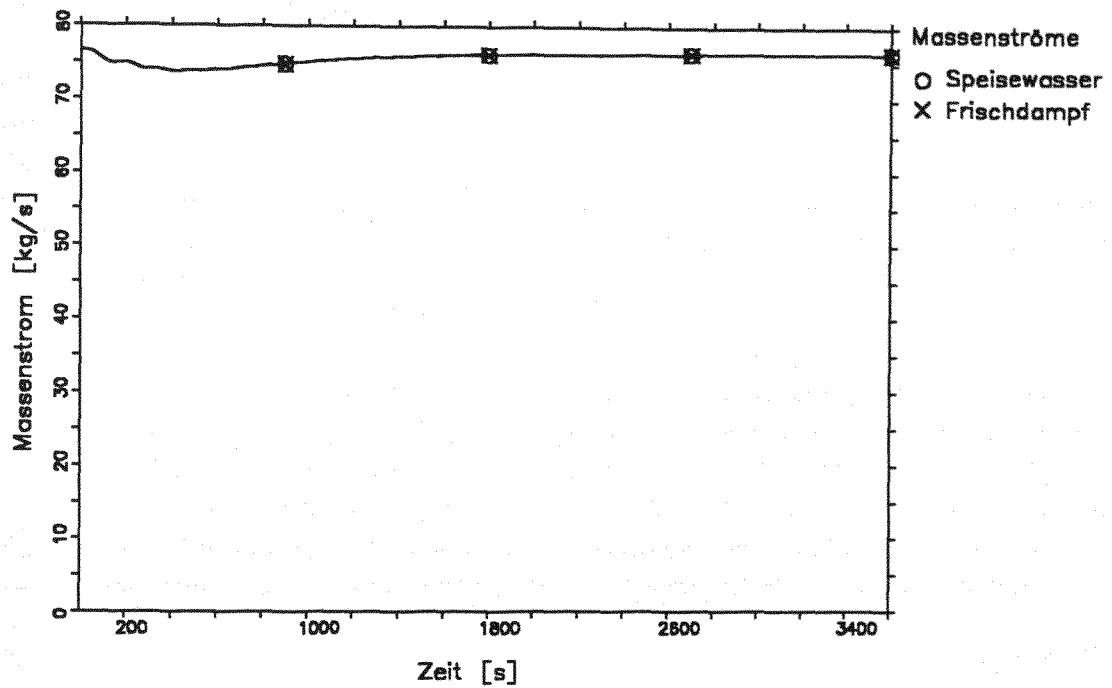


Abb. 77. Zeitlicher Verlauf der Massenströme Speisewasser und Frischdampf

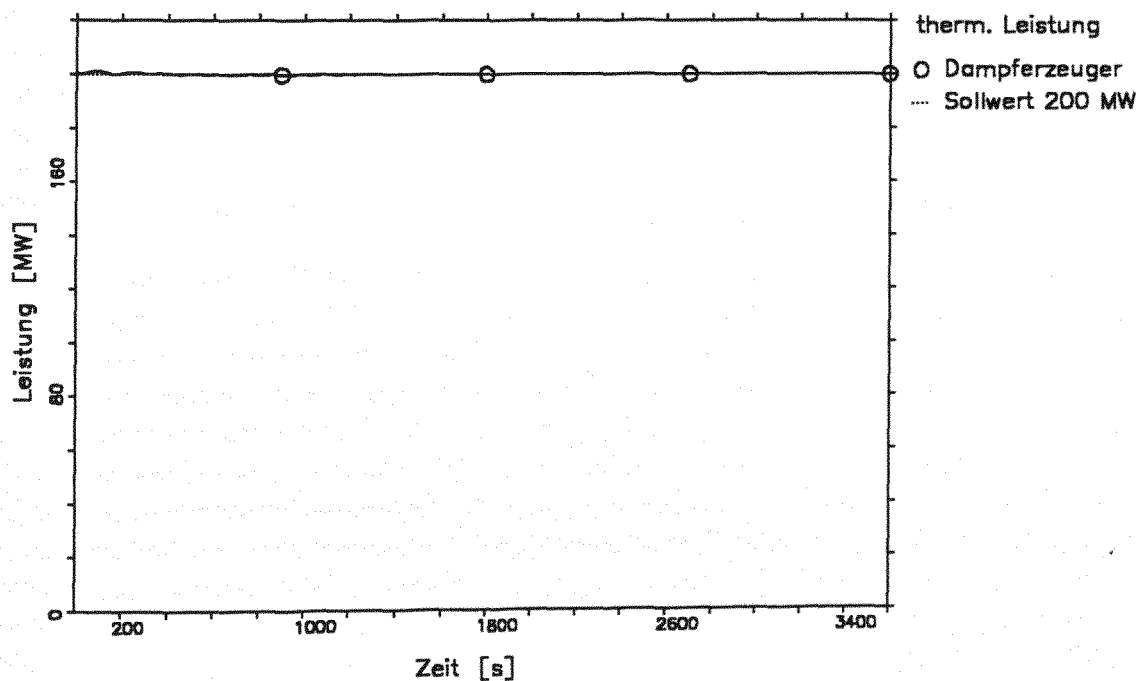


Abb. 78. Zeitlicher Verlauf der thermischen DE-Leistung

9.0 Zusammenfassung

Im Rahmen dieser Arbeit wurde ein Gesamtanlagenmodell zur Beschreibung des stationären Verhaltens eines HTR-Modul-Kernkraftwerkes erstellt. Die Simulation umfaßt neben den nuklearen und thermohydraulischen Vorgängen im Reaktor auch die beiden Kühlkreisläufe mit dem Helium/Wasser-Wärmetauscher und den wichtigsten Baugruppen des Sekundärkreises. Um detaillierte Aussagen über das dynamische Verhalten der Gesamtanlage zu erhalten, wurde zusätzlich die Kraftwerksregelung und das Reaktorschutzsystem mit in das Modellkonzept aufgenommen. Für den Aufbau des Programmsystems wurde - soweit möglich - auf schon existierende, am Institut für Reaktortechnik und Sicherheitsforschung der KFA Jülich entwickelte Programme zurückgegriffen. So finden zur thermohydraulischen Beschreibung des Reaktorkerns einschließlich seiner stationären Wärmetransportvorgänge das Programm THERMIX-DIREKT [3][4][5], für die Neutronik KINEX [3][6] sowie für den Dampferzeuger das Programm SIKADE2 [7] Anwendung. Für die Kraftwerksbereiche Sekundärkreis und die Leit- und Regeltechnik sind neue Modelle erstellt und in Programmcodes umgesetzt worden.

Für eine im Planungsstadium befindliche Anlage ist eine Modellüberprüfung nur über die Beurteilung physikalisch sinnvoller Simulationsergebnisse möglich. Bei dem sehr großen Umfang des entstandenen Programmpaketes konnte die notwendige Validierungsarbeit daher nur an ausgesuchten Teilproblemen durchgeführt werden. So wurde z.B. das berechnete Verhalten des Dampferzeugers für die Fälle "Lastsprung von 100 % auf 80 % Nennleistung" sowie für eine "Reaktorschnellabschaltung von Hand" mit Voruntersuchungen des Herstellers verglichen. Die Ergebnisse der Anlagensimulation zeigen eine sehr gute Übereinstimmung mit den Resultaten der Interatom-Studien. In anderen Betriebsfällen sind Abschätzungen "von Hand" vorgenommen worden, welche die Plausibilität der mit dem Anlagenmodell erhaltenen Aussagen stützen. Für den zukünftigen Einsatz des Modells vor allem in der generischen Sicherheitsforschung, sollten jedoch weitere Schritte der Programmvalidierung angestrebt werden.

Mit Hilfe des neuen Programmsystems sind sodann eine Reihe von Transienten-Berechnungen durchgeführt worden. Das betriebliche Verhalten des HTR-Modul-Kraftwerks wird an Hand von zwei repräsentativen Lastwechseln von 100 % auf 50 % Nennleistung untersucht. In einem ersten Fall wird das Verhalten der Anlage bei konstant geregelter Reaktoraustrittstemperatur und in einem zweiten Fall mit (für den längerfristigen Teillastbetrieb vorgesehenen) Absenkung der Heißgastemperatur auf 600 °C rechnerisch dargestellt. Mit dem Anlagenmodell kann daran erstmalig die Anwendbarkeit des vom Hersteller vorgesehenen Regelkonzeptes für die Modul-Anlage nachgewiesen werden. Die dynamischen Untersuchungen zeigen, daß das Regelsystem das Kraftwerk in die Lage versetzt, Lastwechselvorgänge mit einer geplanten Laständerungsgeschwindigkeit von 10 %/min ohne nennenswerte Verzögerungen zu realisieren. Die große Speicherfähigkeit der graphitischen Kernstrukturen, das relativ geringe Speicherverhalten des Dampferzeugers sowie die guten selbstregelnden Eigenschaften des nuklearen Teils schaffen beste Voraussetzungen für den Einsatz des einfachen und unkomplizierten Regelsystems.

Die nach Hofmeister [34] eingestellten Reglerkonstanten realisieren eine gute Abstimmung zwischen den Reglern und der Anlagendynamik. Die Schwankungen in den

Prozeßvariablen bleiben innerhalb unproblematischer Grenzen und klingen mit genügender Dämpfung ab. Konzeptbedingt - wegen großer Tot- und Verzögerungszeiten - zeigt lediglich die Regelung der Dampftemperatur gewisse Schwächen. Zur Vermeidung unzulässiger Temperaturbeanspruchungen der Turbinenbeschaufelung werden deshalb strukturverbessernde Maßnahmen wie der Einsatz eines Einspritzkühlers und die zusätzliche Aufschaltung des Heißgastemperatursollwertes auf den betreffenden Regler vorgeschlagen.

Mit der detaillierten Analyse der Abläufe während der Lastwechselprozeduren konnte in weiten Teilen die korrekte Wiedergabe des physikalischen Anlagenverhaltens demonstriert und plausibel gemacht werden. Die für ein Werkzeug der generischen Sicherheitsforschung erforderliche Abbildungstiefe wird bei der Behandlung verschiedener Teilprobleme dokumentiert.

Das neue Programm wurde ferner auf einen zweiten Problemkreis angewandt: Für die Reaktorsicherheit ist neben dem Nachweis der betrieblichen Sicherheit naturgemäß das Verhalten der Kraftwerksanlage bei Komponentenfehlfunktionen von höchstem Interesse. Um die Einsatzmöglichkeiten des Anlagenmodells hierbei aufzuzeigen, wurde exemplarisch eine solche Störfalluntersuchung durchgeführt. Als Anwendungsbeispiel wurde ein Reaktivitätsstörfall durch das unbeabsichtigte Ausfahren aller Steuerstäbe mit maximaler Geschwindigkeit ausgewählt. Die Rechnungen ergeben, daß die Schnellabschaltung des Modul vom Reaktorschutzsystem nach ca. 15 Sekunden durch die Bedingung "thermisch korrigierter Neutronenfluß $> 120 \%$ " oder bei einem postulierten Ausfall dieses Anregekriteriums über die Prozeßvariable "Heißgastemperatur $> 750^\circ\text{C}$ " nach etwa 117 Sekunden ausgelöst wird. Die instationären Vorgänge während der Reaktorschnellabschaltung werden vom Modell rechnerisch dargestellt. Die Temperaturbelastungen der Brennelemente liegen in beiden Fällen innerhalb der vom Hersteller spezifizierten Auslegungswerte.

Für den sodann zusätzlich unterstellten hypothetischen Ausfall der gesamten Anregeebene des Reaktorschutzsystems wird der Einfluß des Regelsystems auf den weiteren Störfallablauf näher untersucht. Die Untersuchungen zeigen, daß eine ungünstige Auslegung der Regelung zu Schwingungen in den Wärmeabfuhrmechanismen führen kann. Es wird eine Modifikation der Regelung vorgeschlagen, die diese Stabilitätsprobleme vermeidet. Als Folgerung hieraus ergibt sich, daß für inhärent sichere Reaktorkonzepte explizit geprüft werden muß, ob das Regelsystem auch bei möglichen Schiefzuständen infolge des Ausfalles aktiver Sicherheitskomponenten innerhalb des Störfallszenarios stabil arbeitet und damit sichergestellt ist, daß von dieser Seite keine zusätzlichen Komplikationen in den Störfallablauf mit eingebracht werden. Im übrigen wird bei dem hier betrachteten extremen, hypothetischen Störfall deutlich, daß aufgrund der groben Näherung der Neutronik durch eine Punktkinetik die Grenzen des erstellten Anlagenmodells erreicht sind.

Literaturverzeichnis

- [1] Siemens - Interatom
Hochtemperaturreaktor - Modul - Kraftwerksanlage, Sicherheitsbericht, 1988
- [2] M. A. Schultz
Die Regelung von Kernreaktoren und Kernkraftwerken, Berliner Union Verlag, 1965
- [3] J. Banaschek
Berechnungsmethoden und Analysen zum dynamischen Verhalten von Kraftwerksanlagen mit Hochtemperaturreaktor, Jül - 1841, Dissertation RWTH Aachen, April 1983
- [4] S. Struth
Untersuchung zur Thermohydraulik des Druckentlastungsvorgangs bei Hochtemperaturreaktoren, Diplomarbeit RWTH Aachen, 1988

S. Struth
Formulierung der instationären Lösungsgleichung der Druckfeldberechnung, KFA-Jülich, ISR, Aktennotiz, 1992
- [5] K. Petersen
Zur Sicherheitskonzeption des Hochtemperaturreaktors mit natürlicher Wärmeableitung aus dem Kern im Störfall, Jül - 1872, Dissertation RWTH Aachen, Oktober 1983
- [6] W. Scherer
AIREK-JÜL, ein Programm zur Beschreibung von Kurz- und Langzeittransienten im Kugelhaufen-Hochtemperaturreaktor, KFA-Jülich, KFA-ISR-IB-9/79, Juni 1979
- [7] G. Meister
SIKADE2 - Ein Computerprogramm zur Simulation der Dynamik von gasbeheizten Dampferzeugern, Beschreibung und Benutzeranleitung, KFA-Jülich, Jül-Spez-544, Dezember 1989
- [8] E. Teuchert, K. A. Haas, H.J. Rütten, H. Brockmann, H. Gerwin, U. Ohlig, W. Scherer
V.S.O.P. ('94) Computer Code System for Reactor Physics and Fuel Cycle Simulation, Input Manuel and Comments, Forschungszentrum Jülich, Jül - 2897, April 1994

E. Teuchert, U. Hansen, K. A. Haas
V.S.O.P. - Computer Code System for Reactor Physics and Fuel Cycle Simulation, Kernforschungsanlage Jülich, Jül - 1649, März 1980

- [9] H.J. Rütten
V.S.O.P., persönliche Mitteilung, Dezember 1992
- [10] W. Scherer
HTRKIN, persönliche Mitteilung, November 1993
- [11] N. Zuber, J.A. Findlay
Average Volumetric Concentration in Two-Phase Flow Systems, J. of Heattransfer, Trans. ASME, Series C, 87, 453-468, 1965
- [12] A. Gebhardt
Rechnerische Simulation des instationären Teillastverhaltens konventioneller Kraftwerksblöcke, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 6, Nr. 187, Düsseldorf, VDI-Verlag, 1986
- [13] W. Rettemeier
Ein mathematisch physikalisches Modell für Kraftwerksblöcke zur Simulation von Leistungserhöhungen, Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 6, Nr.98, Düsseldorf, VDI-Verlag, 1982
- [14] F. Dietzel
Dampfturbinen: Berechnung, Konstruktion, Kondensation, Teillast- und Betriebsverhalten, Hanser Verlag, 1980
- [15] W. Traupel
Thermische Turbomaschinen, Band II: Geänderte Betriebsbedingungen, Regelung, Mechanische Probleme, Temperaturprobleme, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 1982
- [16] K. . Müller
Thermische Strömungsmaschinen: Auslegung und Berechnung, Springer-Verlag Wien New York, 1978
- [17] A. Stodola
Dampf- und Gasturbinen, Erstmaliger Reprint der 5. Auflage von 1922, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 1922, Düsseldorf, VDI-Verlag, 1986 (Klassiker der Technik)
- [18] K. Kreuter
Über das Verhalten von Dampfturbinen axialer Bauart bei Drehzahländerung, Dissertation der Technische Hochschule Hannover, 1948, Diss 6102a 4Hs
- [19] W. Eimterbäumer, J. Hoffman, T. Reinhardt, H. Milkowitz
Auswertung von THTR-Betriebstransienten zur Verifikation des THTR-Anlagenmodells, Bundesministerium für Forschung und Technologie, Forschungsbericht, 1990

- [20] F. Heemskerk
Verhalten des geregelten Dampferzeugers bei Laständerungen, Interatom
Notiz 70.03480.7, Oktober 1985
- [21] Hochtemperatur-Kernkraftwerk GmbH
Auszug aus "Technische Spezifikationen, Dok.-Nr.: 060-521 CB 002
- [22] G. Meister
COROX ein Rechenprogramm zur Simulation von Wasser- und Luft- ein-
brüchen in Hochtemperatur-Reaktoren, Forschungszentrum Jülich,
KFA-ISR-IB-8/90, März 1991
- [23] C. Pfeleiderer, H. Petermann
Strömungsmaschinen, Springer-Verlag Berlin Göttingen Heidelberg, 1964
- [24] K. Schröder
Große Dampfkraftwerke, Band 1 - 4, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New
York, 1959, 1962, 1966, 1968
- [25] S. Wertenbruch
Programmdokumentation THTRREG, TÜV Essen, 1982
- [26] A. F. Elsheakh
Ein Anlagensimulationprogramm für den THTR-300 zur Berechnung von
Transienten im Notkühlfall, Jül - 2368, Dissertation RWTH Aachen, Juli
1990
- [27] H. Unbehauen
Regelungstechnik I, II, Friedr. Vieweg & Sohn Verlag 1992, 1989
- [28] S.D. Stearns
Digitale Verarbeitung analoger Signale, R. Oldenbourg Verlag, 1979
- [29] G. Preßler
Regelungstechnik, BI-Wissenschaftsverlag, 1967
- [30] E. Teuchert, H.J. Rütten, K.A. Haas
Rechnerische Darstellung des HTR-Modul-Reaktors, Jül - 2618, Mai 1992
- [31] P.W. Phlippen
APRO. Ein FORTRAN 77-Programm zur Approximation und Auswertung
von diskreten Punktfolgen, Universität Duisburg Gesamthochschule, Fach-
bereich Energietechnik, Juli 1984
- [32] Peifer, Stoll, Kratzert, Schäfer
300 MWe THTR-Kernkraftwerk Hamm-Uentrop, Regelung, Dok.-Nr.:
783-030.35-CU.0124, BBC, HRB, Nukem
- [33] Hochtemperatur-Kernkraftwerk GmbH
Zeichnung "Speisewasserregelung, Dok.-Nr.: 750-209.5966

- [34] W. Hofmeister
Prozeßregler, VDI-Verlag GmbH, 1975
- [35] G. Klefenz
Die Regelung von Dampfkraftwerken, BI-Wissenschaftsverlag, 1991
- [36] W. Teichmann
Angewandte Anlagenautomatisierung, VEB Verlag Technik, 1983
- [37] Siemens, Energie- und Automatisierungstechnik
Temperaturmeßgeräte, Katalog MP 19, 1988
- [38] T. Martin, H. Schmitt
Erfahrungen bei der Entwicklung von Reflektorstabantrieben von Hochtemperaturreaktoren, Jahrestagung Kerntechnik '82, Tagungsbericht
- [39] H. Handel, T. Martin, H. Schmitt
Konzept eines Reflektorstabantriebes für den Einsatz bei hohen Temperaturen im HTR-Modul, Jahrestagung Kerntechnik '91, Tagungsbericht
- [40] H. Gielen
DEVIL - Ein Rechenprogramm zur Simulation der Dynamik eines Zwangsdurchlauf-Dampferzeugers, Interatom, Technischer Bericht ITB 70.03045.2, August 1984
- [41] Hr. Karrasch
Siemens - KWU, persönliche Mitteilung, März 1993
- [42] F. Heemskerk
DEVIL: Testrechnungen zur Strömungsumkehr auf der Wasser/Dampfseite eines Dampferzeugers, SIEMENS Arbeitsbericht KWU R21G/92/2009, Februar 1992
- [43] F. Heemskerk
RESA-Grenzwerte für das Durchsatzverhältnis \dot{m}_p / \dot{m} , am Dampferzeuger, Interatom Notiz 70.03483.*, August 1988
- [44] F. Heemskerk
Verhalten des Dampferzeugers bei der Wiederinbetriebnahme nach einer RESA, Interatom Notiz 70.03479.*, September 1991
- [45] E. Schmidt
Properties of Water and Steam in SI-Units Zustandsgrößen von Wasser und Wasserdampf in SI-Einheiten 0-800 °C 0-1000 bar, Springer Verlag, 1982
- [46] K. Kugeler, R. Schulten
Hochtemperaturreaktortechnik, Springer Verlag, 1989
- [47] H. Gerwin
Zweidimensionales Reaktordynamikprogramm TINTE, Teil 1: Grundlagen und Lösungsverfahren, KFA Jülich, Jül-2167, November 1987

- H. Gerwin
Zweidimensionales Reaktordynamikprogramm TINTE, Teil 2: Anwendungsbeispiele, KFA Jülich, Jül-2266, November 1987
- [48] W. Scherer
persönliche Mitteilung, April 1994
- [49] H. Zoebl, K. Kruschnik
Strömung durch Rohre und Ventile, Springer Verlag, 1978
- [50] K. Kugeler, R. Schulten
Überlegungen zu den sicherheitstechnischen Prinzipien der Kerntechnik, Jül - 2720, Januar 1993
- [51] K. Kugeler, R. Schulten, P.W. Phlippen
Zur technischen Gestaltung von passiv sicheren Hochtemperaturreaktoren, Jül - 2352, April 1990
- [52] A. Ziegler
Lehrbuch der Reaktortechnik, Band 1 - 3, Springer Verlag, 1984
- [53] R. Isermann
Digitale Regelsysteme I, Springer Verlag, 1988
- [54] DIN 19 226
Regelungstechnik und Steuerungstechnik, Teil 1 bis 5, Beuth Verlag GmbH, Februar 1994
- [55] W. Jahn, W. Rehm
Untersuchungen zur Corethermohydraulik und zum Primärkreisverhalten des HTR-Modul bei schweren Kernaufheizstörfällen, KFA-ISR-IB-15/1991, September 1991, erweiterte Fassung, Februar 1992
- [56] T. Reinhardt
Überprüfung und Weiterentwicklung des THTR-Dynamikmodells anhand der Ergebnisse der Reaktorinbetriebnahmephase, Jül - 2365, Dissertation RWTH Aachen, Juni 1990
- [57] J. Hoffmann
Anlagensimulation des THTR-300 am Beispiel aufgezeichneter Inbetriebnahmeversuche, Jül - 2365, Dissertation RWTH Aachen, Mai 1990
- [58] A. Middelkoop, A. Bergerfurth
Nachrechnung einer Dampferzeugertransiente des Fort St. Vrain Kernkraftwerkes mit den dynamischen Dampferzeugerprogrammen TRAVO-TRANS und BLAST, KFA-Jülich, KFA-IRE-IB-6/87 Oktober 1987
- [59] W. Schwaab, J. Singh, H. Barnert
Untersuchungen zum Betriebs- und Regelkonzept der umgebauten AVR-Anlage, KFA-IRE-IB-12/85, August 1985,

- [60] Y. Sun
Untersuchungen zur Übertragung der Sicherheitseigenschaften des Modulreaktors auf einen großen Leistungsreaktor, Jül - 2585, Dissertation RWTH Aachen, Februar 1992
- [61] J. Franke, E. Eitelberg, G. Kallina, H. Weber, U. Witte
Vorausberechnung des dynamischen Verhaltens eines Kraftwerksblockes, VGB Kraftwerkstechnik 59, Heft 2, Februar 1979
- [62] L. Borsi, W. Hofmeister, G. Falgenhauer, H. Reichel
Untersuchungen über Dynamik und Regelverhalten von Benson-Dampferzeugern, VGB Kraftwerkstechnik 58, Heft 4, April 1978
- [63] H. Linnecken
Die Mengendruckgleichung für eine Turbinenstufengruppe, Brennstoff Wärme Kraft, Februar 1957
- [64] R. P. Broadwater
Dynamic Modeling and Simulation of a Nuclear Power Plant, Dissertation, Virginia Polytechnic Institute and State University, June 1976 University Microfilms International, Ann Arbor, U.S.A.; London, England
- [65] M. Shinaishin
Dynamic Simulation of a Sodium-Cooled Fast Reactor Power Plant, Dissertation University of Arizona, July 1976 University Microfilms International, Ann Arbor, U.S.A.; London, England
- [66] Y Asahi, M. Hirano, K Sato
THYDE-P2 Code: RCS(Reactor-Coolant System) Analysis Code, Japan Atomic Energy Research Institute, JAERI 1300, December 1989
- [67] K. Buchwald
Mögliche Laständerungen und Laständerungsgeschwindigkeiten von Dampfkraftwerken im Festdruck- und Gleitdruckbetrieb, VGB Technische Vereinigung der Grosskraftwerksbetreiber, Erste Ausgabe 1974
- [68] Interatom, Siemens KWU, Steinmüller
Dampferzeuger für eine HTR-Modul-Kraftwerksanlage Ident-Nr. 38.05713.8, Bergisch Gladbach, Juli 1987
- [69] I. Weisbrodt
Von der Kommune bis zur Dritten Welt, HTR-Modul eröffnet vielseitige Einsatzmöglichkeiten, Sonderdruck aus Energiewirtschaftliche Tagesfragen, 36. Jg. (1986) Heft 3
- [70] O. Hasenkopf
Übertragungsverhalten eines Dampferzeugers im Zusammenwirken mit einem gasgekühlten Kernreaktor, Fortschrittsberichte der VDI Zeitschriften, Reihe 6 Nr. 36

- [71] W. Bohl
Technische Strömungslehre, Vogel-Buchverlag, 1986
- [72] H.D. Baehr
Thermodynamik, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, 1978
- [73] F.W. Winter
Technische Wärmelehre Verlag W. Girardet, Essen, 1967
- [74] W. Beitz, K.-H. Küttner
Taschenbuch für den Maschinenbau / Dubbel, Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 1981
- [75] R. Doležal
Durchlaufkessel, Theorie, Bau, Betrieb und Regelung, Vulkan-Verlag, Essen, 1962

Anhang A. Abbildung der Kraftwerksanlage auf das numerische Modell

A.1 Räumliche Diskretisierung der Reaktorstrukturen in den Modellen THERMIX und DIREKT

Die räumliche Diskretisierung der Modellgleichungen in den Programmen THERMIX und DIREKT erfolgt entsprechend dem in Kapitel 5.2 gesagtem. Abb. 79 zeigt das verwendete Rechengitter für die Feststofftemperaturrechnungen.

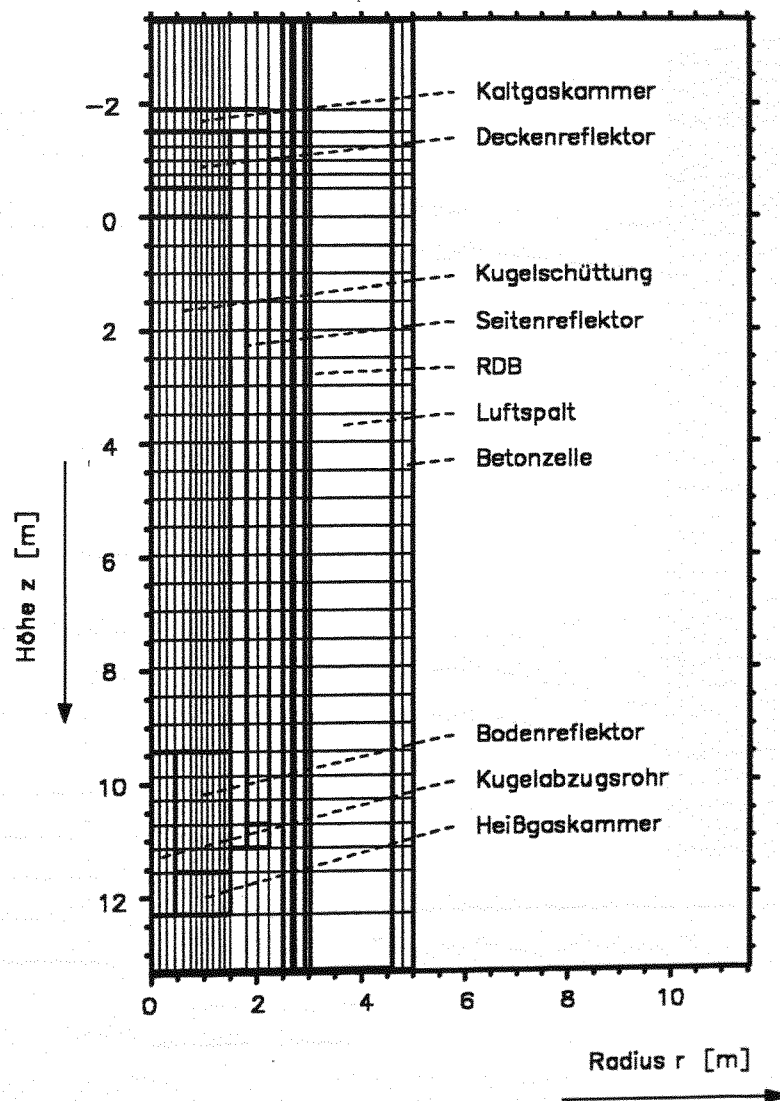


Abb. 79. Räumliche Diskretisierung des Feststoffmodells in THERMIX

Die Reaktorstrukturen werden von der heterogen Kugelschüttung über die graphitischen Einbauten des RDB, dem Druckbehälter selber, einer den RDB umgebenden Fluidzone (Luft) bis hin zum Flächenkühler in der Primärzelle abgebildet.

Abb. 80 beschreibt die räumliche Diskretisierung des Fluidrechenprogramms DIREKT. Die Simulation erfaßt die zweidimensional durchströmten Kompositionen Kugelschüttung und die Sammelkammern für Kalt- und Heißgas sowie die ausschließlich in z-Richtung durchströmten Gasführungen innerhalb der Seiten-, Decken- und Bodenreflektorstrukturen.

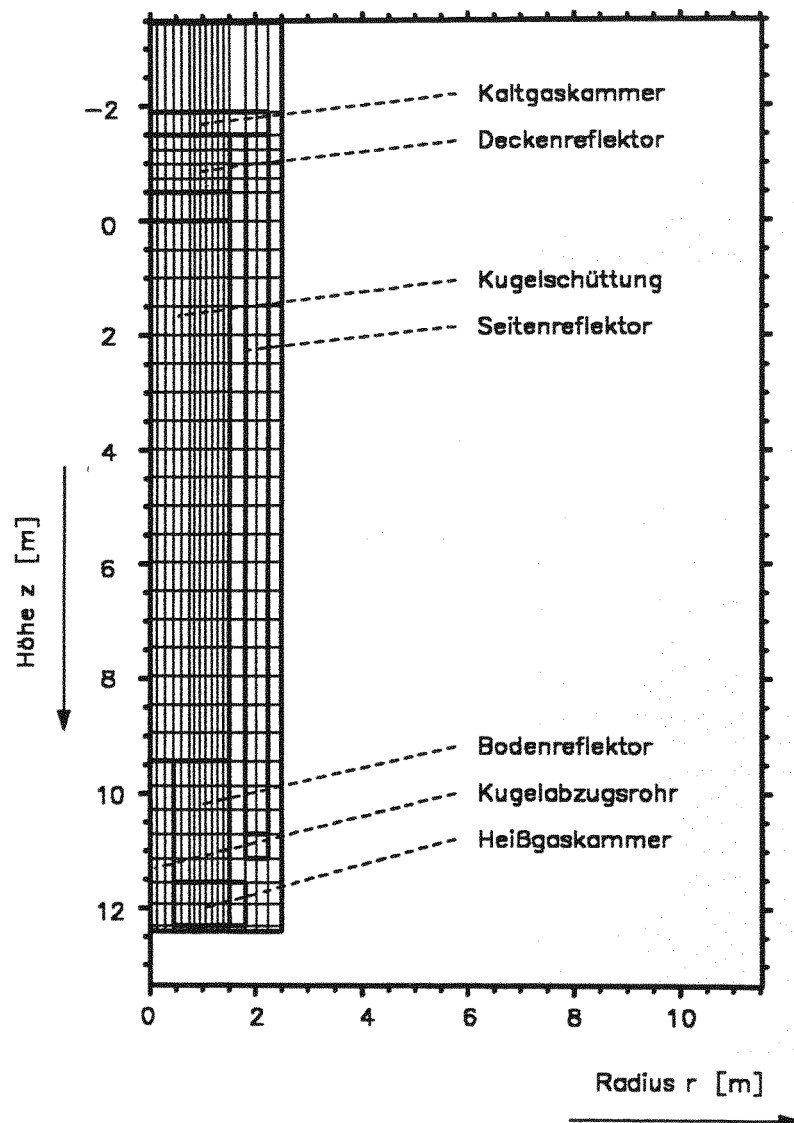


Abb. 80. Räumliche Diskretisierung des Fluidmodells in DIREKT

A.2 Näherung der Temperaturkoeffizienten von Brennstoff, Moderator und Reflektor im Programm KINEX

Die Berechnung der nuklearen Leistung im Neutronikmodell KINEX erfolgt innerhalb einer globalen Corezone. Für die Bestimmung der Reaktivität ergeben sich daraus coregemittelte Werte für das Brennstoff- und Moderatorfeedback. Die Koeffizienten Γ_i für die Polynom, bzw. Hyperbelnäherungen der Gleichungen 5.2.2.15 bis 5.2.2.17 sowie die zugehörigen Gleichgewichtstemperaturen sind in Tab. 9 wiedergegeben. Für die unterschiedlichen Reflektorkoeffizienten erfolgt programmintern eine Wichtung ihres Reaktivitätsbeitrages²⁸.

Feedback	Γ_0	Γ_1	Γ_2	Gleichgewichtstemperatur
Brennstoff	$3.02 \cdot 10^{-5}$	$-1.0 \cdot 10^{-2}$	-3.39	567.0°C
Moderator	$-2.055 \cdot 10^{-6}$	$6.46 \cdot 10^{-9}$	$-6.63 \cdot 10^{-11}$	554.7°C
Decken-reflektor	$1.942 \cdot 10^{-5}$	$-2.049 \cdot 10^{-8}$	$1.420 \cdot 10^{-11}$	251.2°C
Seiten-reflektor	$1.490 \cdot 10^{-5}$	$-1.510 \cdot 10^{-8}$	$1.420 \cdot 10^{-11}$	378.1°C
Boden-reflektor	$9.594 \cdot 10^{-6}$	$-1.169 \cdot 10^{-9}$	$1.420 \cdot 10^{-11}$	704.8°C

Tab. 9. Näherung der Temperaturkoeffizienten von Brennstoff, Moderator und Reflektor

A.3 Darstellung der Nachwärmeproduktion in KINEX

Der Zeitverlauf der Nachwärmeproduktion wird im Programmmodul KINEX durch explizite Verfolgung von drei Pseudospaltprodukten mit empirisch ermittelten Zerfallskonstanten simuliert.

i	$\mu_i [s^{-1}]$	v_i
1	$8.5 \cdot 10^{-2}$	$4.13 \cdot 10^{-2}$
2	$1.03 \cdot 10^{-3}$	$2.62 \cdot 10^{-2}$
3	$5.0 \cdot 10^{-6}$	$1.25 \cdot 10^{-2}$

Tab. 10. Nachwärmeparameter im Programmmodul KINEX

²⁸ Rechnungen mit dem Programmsystem TINTE [48] ergeben für die Bewertung der Reflektorzonen einen vernachlässigbaren Einfluß von Decken- und Bodenreflektor, einen 40 % Anteil des Seitenreflektor bis zu den KLAKE-Bohrungen und weitere ca. 60 % für den Bereich bis zu den Kaltgasführungs Kanälen. Im Anlagenmodell wird mit einem gemeinsamen Mittelwert der Temperaturen für diese beiden Teile gerechnet. Aufgrund der ohnehin sehr langsamen Temperaturumverteilungen innerhalb dieser Strukturen erscheint diese Vereinfachung jedoch unproblematisch.

Für die Berechnung der zeitlichen Änderung der Nachzerfallswärme entsprechend Gl. 5.2.2.3 (vergl. Kap. 5.1.2) werden entsprechend [6] die in Tab. 10 aufgeführten Parameter μ_i , v_i verwendet.

In Tab. 11 ist ein Vergleich der Veränderung der Nachwärme bei promptem Abschalten aus dem Gleichgewichtszustand mit experimentellen Daten angegeben.

$t [s]$	P_{NW}/P_{tot} (Experiment)	P_{NW}/P_{tot} (Modell)	rel. Fehler $F_{rel} [\%]$
10^0	$7.1 \cdot 10^{-2}$	$7.1 \cdot 10^{-2}$	0.0
10^1	$5.2 \cdot 10^{-2}$	$5.2 \cdot 10^{-2}$	0.0
10^2	$3.3 \cdot 10^{-2}$	$3.3 \cdot 10^{-2}$	0.0
10^3	$1.9 \cdot 10^{-2}$	$2.0 \cdot 10^{-2}$	+6.0
10^4	$1.2 \cdot 10^{-2}$	$1.2 \cdot 10^{-2}$	0.0
10^5	$0.6 \cdot 10^{-2}$	$0.8 \cdot 10^{-2}$	+13.0
10^6	$0.4 \cdot 10^{-2}$	$0.01 \cdot 10^{-2}$	-98.0

Tab. 11. Nachwärmefunktion im Programm KINEX

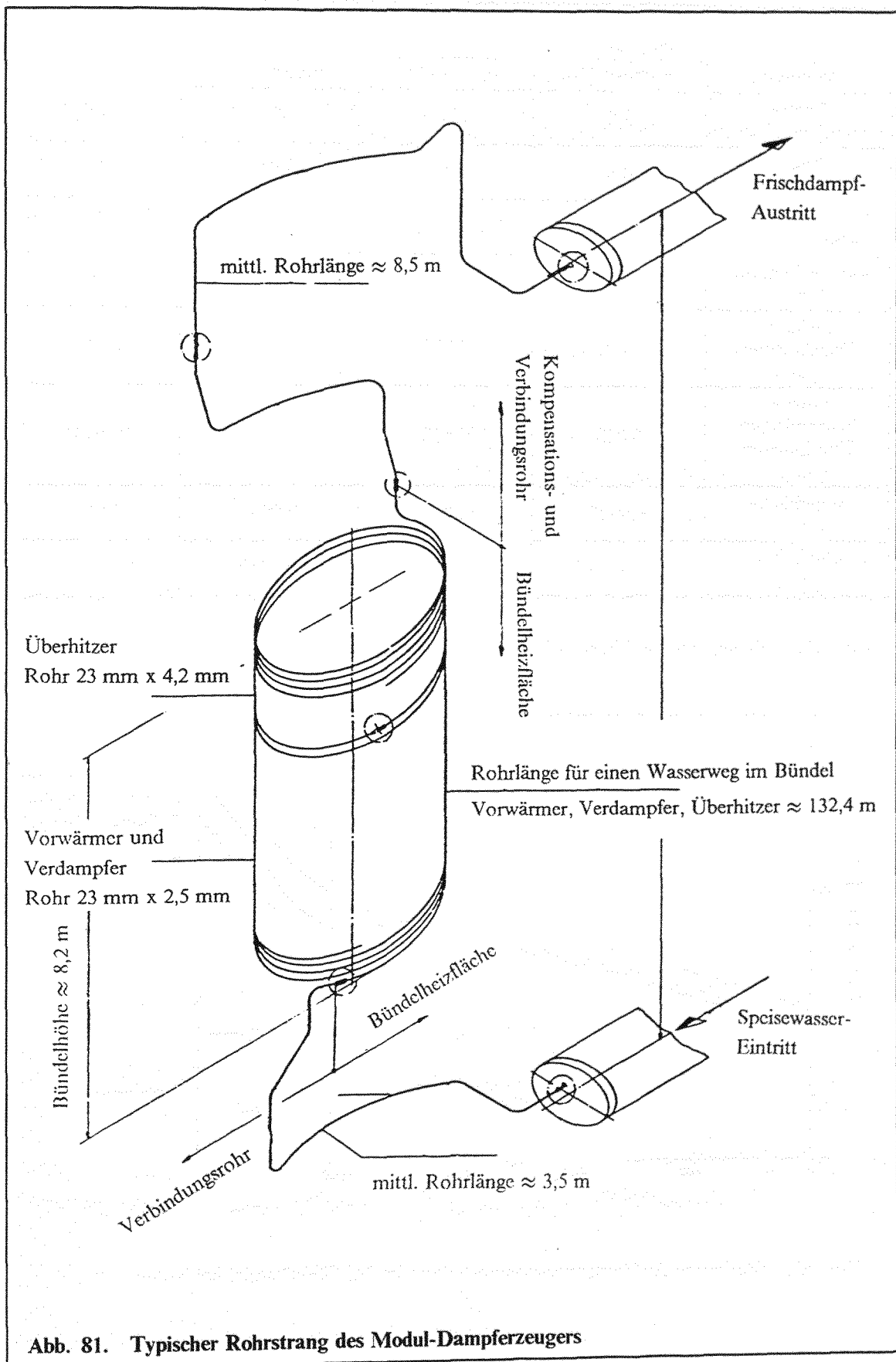
Es wird ersichtlich, daß das Modell den Verlauf der Nachwärmekurve bis zu einem Zeitraum von etwa einem Tag sehr gut wiedergibt. Bei längeren Simulationszeiten wird die Nachzerfallswärme jedoch unterschätzt.

A.4 Geometrische und materialspezifische Daten des Dampferzeugers

Die Abbildung der geometrischen und materialspezifischen Auslegung des Dampferzeugers erfolgt mit den, für die Eingabe in SIKADE2 aufbereiteten, Daten aus Tab. 12.

Entsprechend diesen Simulationsdaten ist in Abb. 81 ein typischer Rohrstrang des Modul-Dampferzeugers vom Speisewassereintritts- bis zum Frischdampfaustrittsstutzen dargestellt.

Die mit SIKADE2 berechneten stationären Anfangstemperaturverteilungen bei Vollast sind in Abb. 82 wiedergegeben.



Sektion:	Speisewasser-komp. Bündel	ECO, Verdampfer	Überhitzer	Frischdampf-komp. Bündel
Material	Incoloy-800	Incoloy-800	Incoloy-800	Incoloy-800
Länge [m]	3.5	104.9	27.8	8.5
Höhe [m]	0.8	6.482	1.718	3.7
Strömungsquer-schnitt [m ²]	$5.5983 \cdot 10^{-2}$	$5.5983 \cdot 10^{-2}$	$5.5983 \cdot 10^{-2}$	$5.5983 \cdot 10^{-2}$
innerer Umfang [m]	12.44	12.44	10.091	10.091
äußerer Durchmesser [m]	0.023	0.023	0.023	0.021.5
innerer hydraulischer Durchmesser [m]	0.018	0.018	0.0146	0.0146
Wanddicke [m]	0.0025	0.0025	0.0042	0.0033
Rauhigkeitstiefe [m]	$1.0 \cdot 10^{-5}$	$1.0 \cdot 10^{-5}$	$1.0 \cdot 10^{-5}$	$1.0 \cdot 10^{-5}$

Tab. 12. Geometrie- und Materialdaten des Dampferzeugers

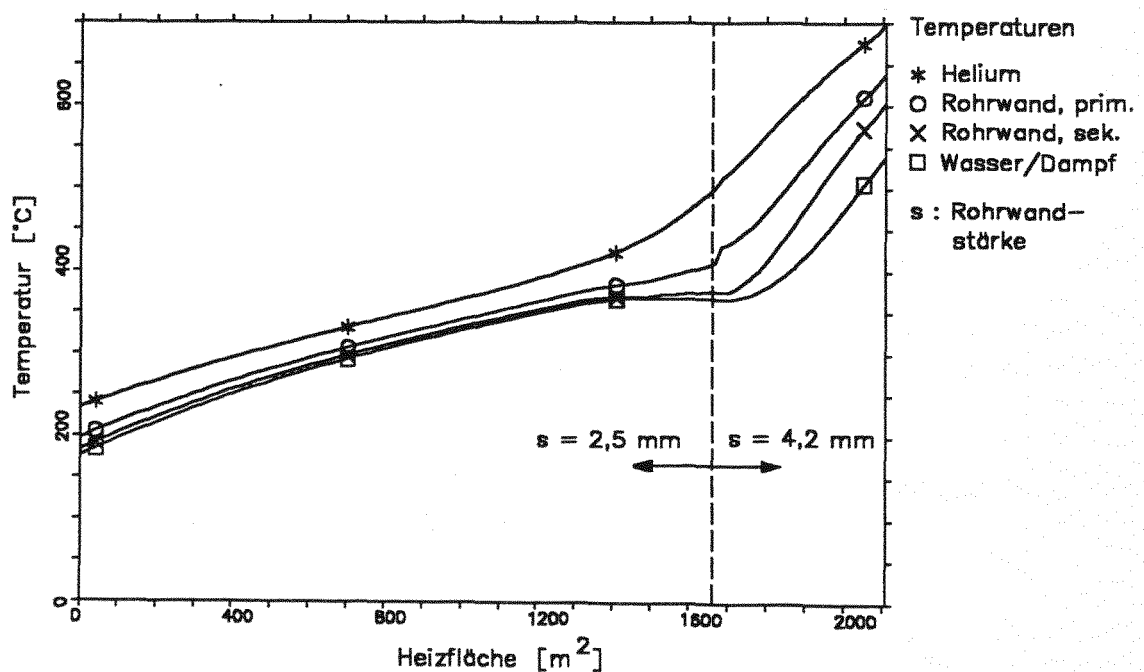


Abb. 82. Stationäre Anfangstemperaturverteilung im DE-Rohrbündel bei Vollast

A.5 Abbildung des Kühlgasgebläses

Für die Erfassung der Gebläsecharakteristik werden die Kennlinien $\phi = f(\mu_0)$ und $\eta_i = f(\mu_0)$ der THTR-300 Gebläse übernommen [3]. Für den Modul sind diese für eine Nenndrehzahl $n = 4400$ U/min [1] und mit einem Laufraddurchmesser $D = 0,98$ m im Programm GEBSIM implementiert.

Die verwendeten Größen sind wie folgt definiert:

$$\begin{aligned} \mu_0 &: \text{Gefällezziffer,} & \mu_0 &= \frac{H_i}{u^2} \\ \text{mit} & & H_i &: \text{Förderhöhe [m]} \\ & & u &: \text{Umfangsgeschwindigkeit [m/s]} \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \phi &: \text{Durchflußziffer,} & \phi &= \frac{\dot{V}}{u D^2} \\ \text{mit} & & \dot{V} &: \text{Volumenstrom [m}^3\text{/s]} \\ & & D &: \text{Laufraddurchmesser [m]} \end{aligned}$$

$$\eta_i : \text{Innenwirkungsgrad}$$

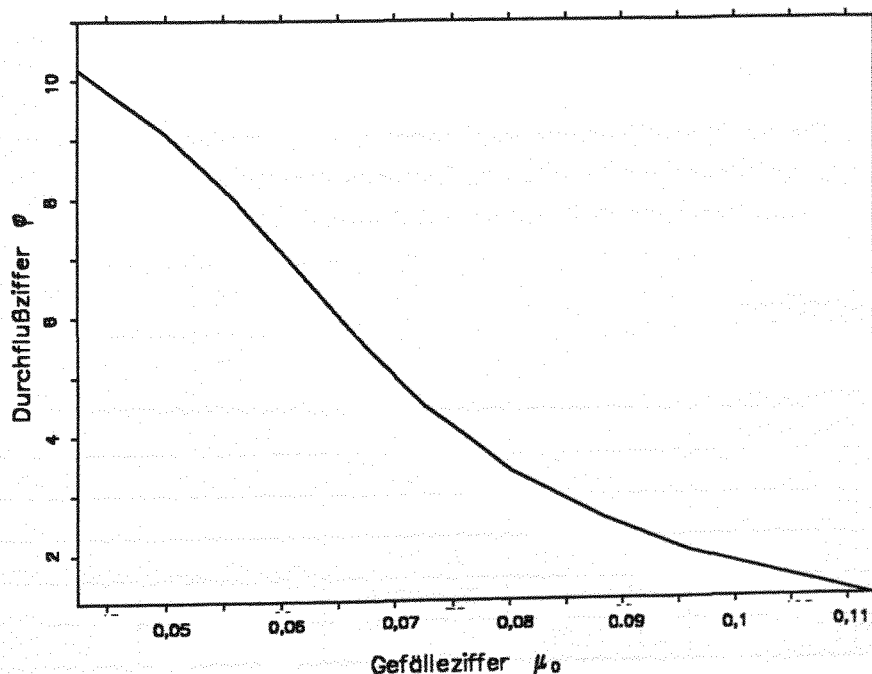


Abb. 83. Gebläsekennlinie THTR-300, Durchflußziffer = f (Gefällezziffer)

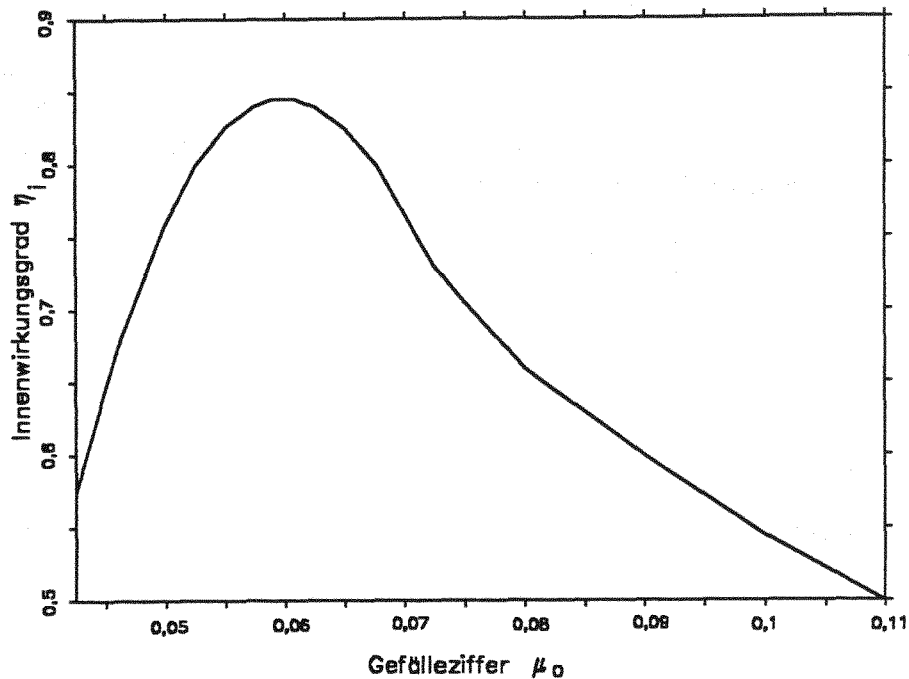


Abb. 84. Gebläsekennlinie THTR-300, Innenwirkungsgrad = f (Gefälleziffer)

A.6 Kenngrößen von Reglern und Baugruppen der Modulregelung

Im folgenden sind die für die Modellregelung verwendeten Kenngrößen der Regelungsbaugruppen aufgeführt. An Stellen wo bereits von Siemens vorläufige Parameter angegeben waren, sind diese zum Vergleich in Klammern mit aufgeführt.

Thermische Leistungsregelung

Bauteil:	Zeitverhalten	V_R	T_N [s]	T_V [s]	T_1 [s]
T_{SW} -Messtelle	PT1	1,0	-	-	15,0
T_{FD} -Messtelle	PT1	1,0	-	-	20,0
\dot{m}_{SW} -Regler	PTII	0,9975 (1)	9,0 (9,0)	-	1,0 (1,0)
P_{th} -Regler	PI	1 (1,0)	20,0 (20,0)	-	-
Stellglied	PT1	1,0 (1,0)	-	-	2,0 (2,0)

Tab. 13. Kenngrößen von Reglern und Baugruppen der Leistungsregelung

Heißgastemperatur-Regelung

Bauteil:	Zeitverhalten	V_R	$T_N [s]$	$T_V [s]$	$T_I [s]$
T_{HG} -Messstelle	PT1	1,0	-	-	10,0
T_{HG} -Regler	PIDT1	90,0	100,0	25,0	3,0
Q_{NC} -Regler	PI	20,0	$1,0E+7$	-	-
Leistungs- verstärker + Getriebe (Stabantrieb)	P	$18,336 \cdot 0,0015$	-	-	-
E-Motor (Stabantrieb)	PT1	6,8182	-	-	3,0
Antriebsmecha- nik (Stabantrieb)	I	1,0	0,0375	-	-

Tab. 14. Kenngrößen von Reglern und Baugruppen der Heißgastemperatur-Regelung

Frischdampf Temperatur-Regelung

Bauteil:	Zeitverhalten	V_R	$T_N [s]$	$T_V [s]$	$T_I [s]$
T_{FD} -Messstelle	PT1	1,0	-	-	20,0
T_{FD} -Regler	PI	$0,0048 \cdot n_{GEB}$ $(0,004 \cdot P_{th, soll})$	$120,0 / n_{GEB}$ $(30,0 / P_{th, soll})$	-	-
Leistungsauf- schaltung	DT1	1,0	-	18,2	10,0
Gebläse- Regler	PI	1,0	∞	-	-
Stellglied (Gebläse)	PT1	1,0 (1,0)	-	-	5,0 (5,0)

Tab. 15. Kenngrößen von Reglern und Baugruppen der Frischdampf Temperatur-Regelung

Frischdampfdruck-Regelung

Bauteil:	Zeitverhalten	V_R	$T_N [s]$	$T_V [s]$	$T_I [s]$
p_{FD} -Regler	PI	3,2	5,4	-	-
Stellglied (Turbinenventile)	PT1	1,0	-	-	3,0

Tab. 16. Kenngrößen von Reglern und Baugruppen der Frischdampfdruck-Regelung

Anhang B. Liste der verwendeten Abkürzungen

AVR	Atomversuchskernkraftwerk, Jülich
ATWS	Anticipated Transients Without Scram
BE	Brennelement
C.A.S.H.	Instationäres Rechenmodell für ein HTR-Modul-Kraftwerk (Control Added Safetyresearch for Hightemperatur-Gascooled-Reactors)
DE	Dampferzeuger
F + E	Forschung und Entwicklung
FD	Frischdampf
HD	Hochdruck
HG	Heißgas
HRB	Hochtemperatur-Reaktorbau GmbH
HTR	Hochtemperatur-Reaktor
IA	Interatom
ISR	Institut für Sicherheitsforschung und Reaktortechnik, Forschungszentrum Jülich
KFA	Kernforschungsanlage Jülich
KLAK	Kleinkugelabschaltsystem, HTR-Modul
KWU	Siemens AG, Unterbereich Kraftwerksunion
MEDUL	Mehrfachdurchlauf der Brennelemente durch das Core eines HTR
MD	Mitteldruck
ND	Niederdruck
RESA	Reaktorschnellabschaltung
RSS	Reaktorschutzsystem
Scram	Amerikanischer Sprachgebrauch für einen Schnellschluß (scram, am. Ugs.: verdufte)
SKE	Steinkohleneinheit
SNR	Schneller natriumgekühlter Brutreaktor

SV	Schnellschlußventil
TINTE	Zweidimensionales Reaktordynamikprogramm
THTR-300	Thorium-Hochtemperaturreaktor in Hamm-Uentrop/Lippe
V.S.O.P.	Computer Code System for Reactor Physics and Fuel Cycle Simulation (Very Superior Old Programs)

Jül-3081

Juni 1995

ISSN 0944-2952